

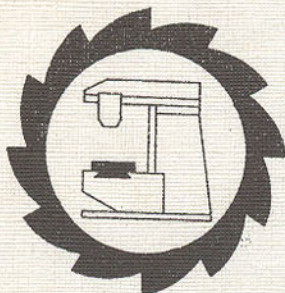


**ДОНЕЦКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

**ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И
СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 10



ДОНЕЦК – 2000

**ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

**ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И
СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 10

ISBN 966-7559-20-3

ДОНЕЦК – 2000

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 10. – 318 с.

В международном сборнике научных трудов представлены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования, оснастки и металлорежущего инструмента.

Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов и надежности технологического оборудования.

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из стран ближнего и дальнего зарубежья.

Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минаев А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Катафатова Л.П. (секретарь, Украина), Богуславский В.А. (Украина), Бутенко В.И. (Россия), Войнаровский Ю. (Польша), Гавриш А.П. (Украина), Гейер Г.В. (Украина), Гусев В.В. (Украина), Данек Я. (Чехия), Зарубицкий Е.У. (Украина), Зенкин А.С. (Украина), Зиновьев Н.И. (Украина), Ищенко А.Л. (Украина), Каспер Р. (Германия), Лукичев А.В. (Украина), Малышко И.А. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Муравья Е.С. (Украина), Навка И.П. (Украина), Новоселов Ю.К. (Украина), Оливер Т. (Великобритания), Петраков Ю.В. (Украина), Седуш В.Я. (Украина), Сопилкин Г.В. (Россия), Струтинский В.Б. (Украина), Сулов А.Г. (Россия), Тернюк Н.Э. (Украина), Цокур В.П. (Украина), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого государственного технического университета (протокол № 9 от 25.12.99).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (0622) 93-60-02, факс: (0622) 93-60-02
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
<http://www.dgtu.donetsk.ua>

© Донецкий государственный
технический университет, 2000 г.

СОВРЕМЕННЫЕ ТЕНДЕНЦИИ РАЗВИТИЯ ТРЕНАЖЕРНЫХ СИСТЕМ И ИХ МОДЕЛЬНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ

Аноприенко А.Я., Забровский С.В., Потапенко В.А.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The modern tendencies of training systems development and their model maintenance are analysed and described.

Усложнение современной техносферы и возрастание степени ее автоматизации в равной степени ведут к возрастанию роли человеческого фактора, как на этапе разработки, так и в процессе эксплуатации всего спектра технических систем. По некоторым оценкам на нынешнем уровне развития технологий около **80 % аварий возникает по вине человеческого фактора** [1]. В связи с этим значение тренажерных систем, позволяющих не только ускорить подготовку соответствующего персонала, но и значительно повысить ее качество, существенно возрастает.

В середине 1999 года в развитии тренажерных систем произошло одно весьма знаменательное событие: пилоты военно-воздушных сил США впервые начали проходить профессиональную подготовку на игровых симуляторах компании "Микрософт", предназначенных для использования на персональных ЭВМ. Такое решение было принято после того, как один из курсантов показал высший уровень пилотажа, ни разу в жизни до этого не сев за штурвал настоящего самолета. Его "пилотажный опыт" к моменту испытаний состоял из 50-ти часов "полетов" на доступном для практически любого владельца персонального компьютера программном имитаторе Microsoft Flight Simulator [2]. Таким образом, фактически было признано, что современный персональный компьютер, оснащенный штурвалом и 21-дюймовым монитором, стал вполне конкурентоспособен с традиционными авиатренажерами стоимостью порядка миллиона долларов, являвшихся ранее своего рода элитой многоликого мира тренажерной и моделирующей техники. В связи с этим в развитии профессиональных тренажерных систем следует констатировать начало качественно нового этапа, суть которого состоит в ориентации преимущественно на персональные ЭВМ, ежегодное производство которых в 1999 году впервые превысило рубеж в 100 млн., и технологии Интернет, позволяющие реализовывать при необходимости групповые комплексные тренажеры практически неограниченного масштаба, вплоть до глобального.

Особенность нынешнего этапа развития техносферы заключается также и в том, что оператор все чаще не имеет прямого физического контакта с управляемым объектом, а взаимодействует с ним посредством

компьютеризированной информационной системы. Данный факт является еще одним аргументом в пользу отказа от разного рода механических, электромеханических и оптоэлектронных тренажеров, наиболее распространенных еще в недавнем прошлом (см., например, [3]) и **перехода исключительно на компьютерные тренажеры**, состоящие преимущественно из массовых персональных ЭВМ, оснащенных при необходимости специфическим дополнительным оборудованием.

В связи с резким возрастанием информационных потоков в современных сложных технических системах возрастает роль методов и способов ее систематизации, интерпретации и оценки. Особое значение при этом приобретают **когнитивные аспекты организации человеко-машинного взаимодействия** как в системах управления, так и в соответствующих тренажерных системах [4].

В интерфейсе современной тренажерной системы можно выделить два основных элемента: первый предполагает имитацию органов управления и отображения реального объекта, а второй - визуализацию динамических процессов, происходящих в объекте или так или иначе связанных с объектом. При этом первый элемент интерфейса предполагает достижение максимальной степени достоверности имитации, обеспечиваемой современными мультимедийными средствами, вплоть до использования систем виртуальной реальности (см., например, [5]). Второй элемент должен обеспечивать максимальную степень понимания процессов, происходящих в системе, и требования к его реализации не столь однозначны, как в первом случае. Важную роль при этом могут сыграть принципы когнитивного обучения, когнитивной графики и когнитивного моделирования [4].

В каждый вид деятельности люди вносят свое понимание того, как эта деятельность должна выполняться. Фактически это понимание является своего рода моделью деятельности, базирующейся на всем прошлом опыте человека. Более того, вся долговременная память, определяющая знания и опыт конкретного человека, большинством современных исследователей понимается как совокупность различных моделей, систематизирующих накопленную информацию. Понимание и учет этих моделей при организации человеко-машинного взаимодействия в тренажерах позволяет правильно структурировать элементы интерфейса и акцентировать внимание оператора на наиболее существенных [6, с.17].

Одним из ведущих направлений в стратегии борьбы с отрицательными последствиями влияния человеческого фактора является также такая **организация работы**, которая предполагает интерактивное привлечение к выполнению наиболее ответственных операций целой группы взаимодействующих операторов, что позволяет свести к минимуму риск ошибочных

действий одного человека. Такого рода подходы в наибольшей степени развиты на сегодня в авиации и военном деле, но объективно назрела необходимость их интенсивного развития и в других человеко-машинных системах, например в судовождении [1]. При этом трудно переоценить роль соответствующих групповых комплексных тренажеров как на этапе разработки таких систем, когда требуется тщательная отработка сценариев коллективных действий, так и на этапе их эксплуатации, когда от степени согласованности действий будет существенно зависеть эффективность групповой работы.

Сложившаяся на сегодня инфраструктура Интернет обладает огромным потенциалом реализации качественно новых комплексных групповых тренажерных систем, ориентированных на эффективное использование ресурсов не только локальных компьютеров, но и всей глобальной сети. При этом в распределенной тренажерной системе могут быть выделены следующие элементы, доступные как в рамках локальной сети, так и в качестве глобально распределенных ресурсов:

- рабочие места для обучения и тренинга, оснащенные при необходимости средствами мультимедиа, для индивидуального и группового обучения или тренажа;
- файловые серверы, содержащие совместно используемые и актуализируемые информационные и программные файлы, доступ к которым обеспечивается либо непосредственно, либо в режимах ftp и telnet;
- Web-сервера, обеспечивающие унифицированный мультимедийный доступ к гипертекстовым информационным документам и программному обеспечению в виде Java-апплетов;
- базы данных, доступные как через специфические интерфейсы, так и через специальные гипертекстовые документы;
- вычислительные сервера в виде кластеров персональных компьютеров, параллельных ЭВМ и суперЭВМ для ресурсоемких вычислений и распределенного моделирования.

Максимальная эффективность тренажерных систем достигается в том случае, когда в процессе работы в реальном времени комплексно используются в тех или иных комбинациях вычислительные и информационные возможности всех перечисленных выше ресурсов.

Особую роль при этом играет качество **модельного обеспечения**, обеспечивающего достоверность имитации реального поведения динамических объектов и систем, описываемых, как правило, системами дифференциальных уравнений различного уровня сложности (см., например, [7]). И, если ранее в тренажерных системах для моделирования динамики широко использовались аналоговые и аналогово-цифровые комплексы

(например, [8]), то в настоящее время данная задача существенно более качественно решается исключительно за счет использования достаточно мощных цифровых компьютеров вплоть до массивно параллельных суперЭВМ [9-12]. Программный инструментальный при этом может включать как универсальные системы инженерного моделирования типа MATLAB, имеющие на сегодня порядка полумиллиона зарегистрированных пользователей [13, 14], так и специализированные, достаточно экономичные и компактные средства моделирования типа описанных в работе [15].

Однако, во многих случаях наиболее эффективной является интеграция в рамках единого тренажерного комплекса различных систем моделирования, наиболее полно реализующих свой потенциал на определенном круге задач. Например, система MATLAB/SIMULINK позволяет оперативно осуществлять быстрое прототипирование моделей и использование обширных библиотек готовых модулей, однако является довольно громоздкой и неэффективной для целого ряда задач специализированного моделирования, а также совершенно непригодна при необходимости использования ресурсов массивно параллельных вычислительных систем и других специфических вычислительных ресурсов. Без разработки и использования специализированных средств моделирования в этом случае создание тренажерной системы практически невозможно.

Таким образом, современное развитие информационных и сетевых технологий открывает принципиально новые возможности в создании распределенных тренажерных систем и их модельного обеспечения, что позволяет прогнозировать их существенно более широкое использование как в подготовке производственного персонала, так и в учебном процессе в вузах уже в самое ближайшее время. В частности, на кафедре ЭВМ ДонГТУ в настоящее время, с учетом перечисленных выше тенденций, ведется разработка прототипов нового поколения тренажерных систем, в т.ч. предназначенных для управления сложными химическими процессами и судовождения в сложных условиях с применением интегрированных навигационных систем.

Список литературы: 1. Михайлов В.С., Тарасюк В.И. Человеческий фактор в безопасности судовождения. - С. 106-114. 2. Летайте самолетами Microsoft/ Мир Internet, 1999, №6, с. 14. 3. Базилевский А.Н. и др. Тренажеры для операторов транспортных средств. -К.: Техніка, 1983. -141с. 4. Аноприенко А.Я. От вычислений к пониманию: когнитивное компьютерное моделирование и опыт его практического применения на примере решения проблемы Фестского диска // Научные труды Донецкого государственного технического университета. Серия "Информатика, кибернетика и вычислительная техника" (ИКВТ-99). - Донецк: ДонГТУ. - 1999. - С. 36-47.

5. Бубнов Е.А. Морские системы виртуальной реальности / "Судостроение", № 4, 1998, с. 43-45. 6. Коутс Р., Влеймник И. Интерфейс "человек-компьютер". - М.: Мир, 1990. - 501 с. 7. Аноприенко А. Я., Кинле А., Святный С. Н., Осипова Т. Ф. Моделирование реактора синтеза уксусной кислоты на базе моделирующей среды DIVA // Сборник научных трудов ДонГТУ. Серия "Информатика, кибернетика и вычислительная техника". Выпуск 1 (ИКВТ-97). - Донецк: ДонГТУ. - 1997. - С. 16-21. 8. Башков Е.А., Аноприенко А. Я., Авксентьева О.А. Система цифрового синтеза визуальной обстановки для аналого-цифрового комплекса моделирования динамики летательных аппаратов // Тезисы докладов зонального семинара "Тренажеры и имитаторы". - Пенза. - 1986. - С. 9-10. 9. Аноприенко А.Я., Святный В.А. Универсальные моделирующие среды // Сборник трудов факультета вычислительной техники и информатики. Вып.1. - Донецк: ДонГТУ. - 1996. - С. 8-23. 10. Святный В.А., Цайтц М., Аноприенко А.Я. Реализация системы моделирования динамических процессов на параллельной ЭВМ в среде сетевого графического интерфейса // Вопросы радиоэлектроники, серия "ЭВТ", вып. 2. - 1991. - С. 85 - 94. 11. Anoprienko A., Svyatnyi V., Braeunl T., Reuter A., Zeitz M. Massiv parallele Simulationsumgebung fuer dynamische Systeme mit konzentrierten und verteilten Parametern. Simulationstechnik./ "Simulationstechnik", 9. Symposium in Stuttgart, Oktober 1994, Vieweg, 1994, S. 183-188. 12. Svyatnyi V., Feldmann L., Lapko V., Anoprienko A., Reuter A., Breunl T., Zeitz M. Massive parallel simulation of dynamic systems // Zeszyty naukowe. - 1997. - №1. - P. 207-229. 13. Гульяев А.К. MATLAB 5.2. Имитационное моделирование в среде Windows. - СПб.: КОРОНА принт, 1999. 14. Дьяконов В.П., Абраменкова И.В. MATLAB 5.0/5.3. Система символьной математики. - М.: Нолидж. - 1999. - 640 с. 15. Аноприенко О.Я., Ермоленко І.О., Потапенко В.А. Розробка компактних програмних засобів блочно-орієнтованого розподіленого моделювання динамічних систем / Наукові праці Донецького державного технічного університету. Серія "Проблеми моделювання та автоматизації проектування динамічних систем". Випуск 10: - Донецьк: ДонДТУ. - 1999, с. 119-128.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТВЁРДЫХ СМАЗОК НА ОСНОВЕ ДИСУЛЬФИДА МОЛИБДЕНА ДЛЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ

Богуславский В.А., Галкин А.С. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In modern conditions of machining frequently meets situations, when it is neces-

sary to supply the increased resistance of the tool, and the opportunity of introduction in a zone of processing any cutting and coolant fluids either is strongly complicated, or is absolutely not possible. In these cases a unique possible means ensuring reduction of tool wear are firm cutting and coolant fluids.

В современных условиях обработки металлов резанием часто встречаются ситуации, когда необходимо обеспечить повышенную стойкость инструмента, а возможность введения в зону обработки каких-либо жидких СОТС либо сильно затруднена, либо вообще невозможна. Примером этого являются карусельные и горизонтально-расточные станки. В этих случаях, единственным возможным средством, обеспечивающим уменьшение износа, являются твёрдые СОТС. Одним из наиболее распространённых на сегодняшний день видом твёрдых СОТС являются твёрдые смазки на основе дисульфида молибдена MoS_2 .

Основной проблемой использования дисульфида молибдена является проблема его закрепления на поверхности режущего инструмента.

Единственной реальной возможностью закрепления частиц молибдена на поверхности инструмента является адгезия. Как показали исследования, для обеспечения значительных сил адгезии частиц молибдена к поверхности режущего инструмента необходимо:

а) чтобы кристаллические решётки фаз в поверхностных слоях режущих граней инструментов находились в неравновесном состоянии и имели значительный запас скрытой энергии деформации;

б) чтобы поверхность инструментов и частиц молибдена были свободны от жиров, окислов и других прослоек;

в) применение адгезивных плёнок, состоящих из сложных молекул, способных смачивать чистые поверхности частиц молибдена и инструментов, которые, благодаря большим силам адсорбционного взаимодействия, могут обеспечивать их адгезию при обычных температурах. Эти плёнки должны также обеспечивать силы адгезии большие, чем сила трения, возникающая при резании, и они не должны уменьшаться под влиянием тепла, выделяющегося в зоне резания.

Перед нанесением связанного дисульфид-молибденового покрытия важно тщательно предварительно обработать поверхность инструмента, подлежащую покрытию. Предварительная обработка заключается в обезжиривании, травлении, тщательной промывке горячей водой, быстрой сушке. Травление производится для получения микропористой поверхности, чтобы обеспечить адгезию дисульфида молибдена к металлу инструмента и удалить с поверхности инструмента продукты его взаимодействия с окружающей средой, чтобы обеспечить непосредственное соприкосно-

вление атомов или молекул взаимодействующих веществ.

В данной работе для закрепления дисульфида молибдена на рабочих поверхностях инструмента в качестве поверхностно-активной жидкости была выбрана олеиновая кислота. Дисульфид молибдена использовался в виде смазки ВНИИ НП-232.

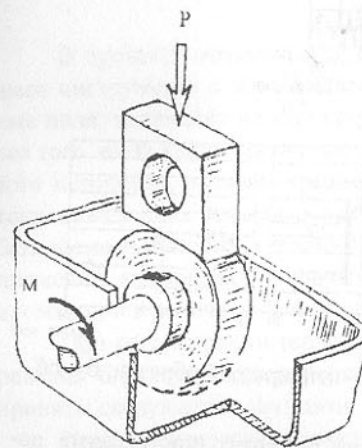


Рис. 1. Схема испытания на машине трения

После нанесения дисульфида молибдена на инструмент проводились испытания на машине трения по схеме, представленной на рис. 1.

При испытаниях использовалась пара сталь 40Х, быстрорежущая сталь Р18. Прямоугольный образец из быстрорежущей стали Р18 покрывался твёрдой смазочной плёнкой дисульфида молибдена по разработанной методике. Между образцами выдерживалось постоянное давление $P_{\text{yo}}=250 \text{ Н/мм}^2$, что приближается к условиям обработки резанием ($t=1 \text{ мм}$, $S=0,1 \text{ мм/об}$).

Из графиков (рис. 2) видно, что плёнка, образованная смазка ВНИИ НП-232 обеспечивает более низкий коэффициент трения, по сравнению с непокрытыми образцами. На графиках приведён момент трения. Коэффициент трения получаем пересчётом по формуле: $k = \frac{M_{\text{тр}}}{P \cdot s \cdot r}$, где $M_{\text{тр}}$ — момент трения полученный из графиков, $P_{\text{yo}}=250 \text{ Н/мм}^2$ постоянное давление, s — площадь контакта взаимодействия образцов, r — радиус круглого образца.

По амплитуде колебаний момента трения можно судить о появлении схватывания между образцами. Как видно из графиков, при трении непокрытых образцов явление схватывания (задир) появляются после 18-20 мин работы, значительные задиры поле 30 мин работы. Для обработанных образцов эти числа составляют 33-36 и 52 мин соответственно.

По графикам видно, что на промежутке от 0 до 27 мин оба образца ведут себя одинаково — происходит равномерное увеличение момента трения. Однако после этого времени у непокрытого образца начинаются резкие скачки момента, что соответствует появлению задиры на поверхности образца. Для покрытого образца эта зона начинается с 51 мин.

Результаты испытаний показывают, что применение твердых сма-

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ

Бутенко В.И. (ТРТУ, г. Таганрог, Россия)

В процессе механической обработки деталей в зоне контакта режущего инструмента с обрабатываемым материалом создаются температурные поля, влияющие на структурные и фазовые изменения металлов. Более того, из-за кратковременности воздействия, большой мощности теплового источника, высоких градиентов температур и других особенностей, сопровождающих процесс резания металлов, в поверхностных слоях обрабатываемого материала формируется специфическая топология термонапряжений, являющаяся основным фактором получения высокой плотности дислокаций и точечных дефектов кристаллического строения.

При рассмотрении теплофизических особенностей процесса формирования структуры поверхностного слоя обрабатываемых деталей были приняты следующие допущения:

- 1) теплофизические характеристики материалов не зависят от температуры и берутся как средние для интервала температур 0°C – температура плавления;
- 2) отсутствуют внутренние тепловые источники, поскольку глубина проникновения теплоты в металл составляет не менее $0,1\text{ мм}$, а тепловая волна распространяется на расстоянии более 100 мкм ;
- 3) внешний тепловой источник является осесимметричным, а зона нагрева металла существенно больше глубины термовлияния;
- 4) отсутствуют тепловые потери с обрабатываемой поверхности в период ее формирования;
- 5) начальная температура обрабатываемого материала в начальный момент резания и за пределами зоны термовлияния равна 0°C .

Принятые допущения позволили рассматривать процессы нагрева и охлаждения поверхностного слоя обрабатываемой детали как задачу о распространении тепла в полубесконечном теле с граничными условиями второго рода, которая в цилиндрической системе координат формулируется в следующем виде [1,2]:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T(r, h, t)}{\partial t} &= \frac{\partial^2 T(r, h, t)}{\partial r^2} + \frac{1}{2} \frac{\partial T(r, h, t)}{\partial r} + \frac{\partial^2 T(r, h, t)}{\partial h^2} - \alpha \cdot \gamma \cdot c \frac{\partial T(r, h, t)}{\partial h} \Big|_{z=0} = A \cdot q(r, o, t) \\ T(r, h, o) &= T(\infty, h, t) = T(h, \infty, t) = 0, \end{aligned} \right. \quad (1)$$

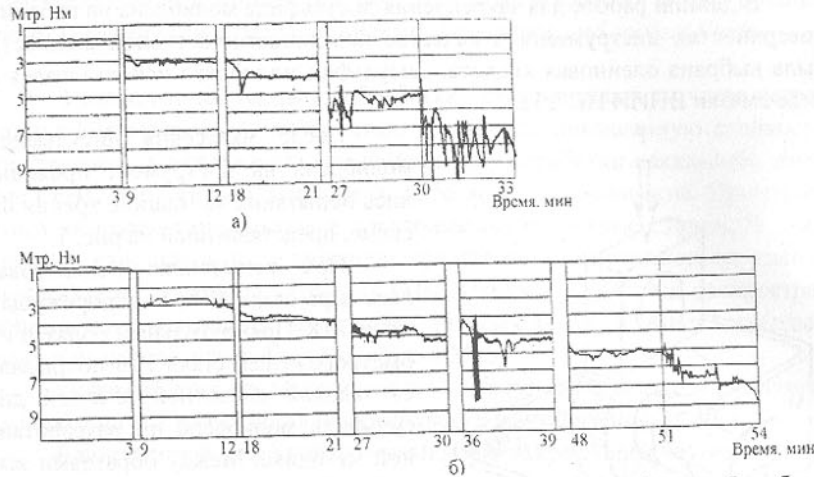


Рис. 2. Результаты испытаний образцов: а – непокрытый образец; б – образец покрытый ВНИИ НП-232.

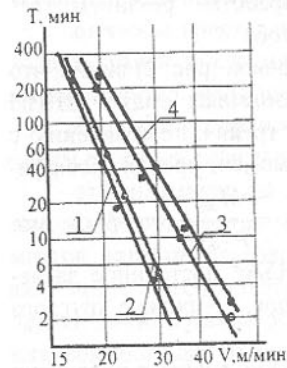


Рис. 3. Результаты испытания инструмента

зочных покрытий режущего инструмента позволяет изменить в положительную сторону процессы, происходящие в зоне резания, а значит повлиять на стойкость режущего инструмента. Это подтверждается экспериментальными данными, приведёнными на графиках (рис. 3).

На рис. 3 даны результаты испытаний обработки стали X18H10T. Материал инструмента Р18. Используется проходной резец. График номер 1 показывает результаты испытаний для непокрытого резца, под номер 2 – покрытого плёнкой MoS_2 . Под номером 3 – результаты испытаний непокрытого резца с использованием 5%-ной эмульсии Э2. Под номером 4 – результаты покрытого резца с использованием 5%-ной эмульсии Э2.

Из графиков видно, что применение обычных СОТС также значительно увеличивает стойкость режущего инструмента, покрытого MoS_2 .

Список литературы: 1. Л.Н. Сентюрихина, Е.М. Опарина. Твёрдые дисульфид-молибденовые смазки. – изд. «Химия», М., 1966 г.

где T - температура в зоне формирования поверхностного слоя детали, являющаяся функцией радиуса распространения теплоты r , глубины h и времени t , °С;

A - коэффициент поглощения теплоты обрабатываемым материалом, Ккал/с;

q - плотность теплового потока в зоне обработки, МВт/м²;

α - коэффициент температуропроводности материала, град.м²/с;

γ - плотность материала, кг/м³;

c - удельная теплоемкость материала, Дж/кг·град.

Решение дифференциального уравнения (1) с учетом граничных и начальных условий, вытекающих из принятых допущений, проводилось из известного результата для мгновенного источника на поверхности полубесконечного тела [3]:

$$T_{\text{мг.ист.}}(r, h, t) = \frac{A \cdot E}{4\gamma \cdot c \sqrt{(\pi \alpha t)^3}} \cdot \exp\left(-\frac{r^2 + r_1^2 + h^2}{4 \cdot \alpha \cdot t}\right) \cdot J_0\left(\frac{r \cdot r_1}{2\alpha \cdot t}\right), \quad (2)$$

где E - интегральная энергия теплового импульса, Дж;

r_1 - радиус источника теплоты, м;

J_0 - функция Бесселя нулевого порядка от мнимого аргумента;

$T_{\text{мг.ист.}}$ - температура как функция радиального расстояния от центра источника r и глубины h , отсчитываемая от границы поверхности и времени t с момента выделения теплового импульса, °С.

Математическая обработка экспериментальных исследований пространственного распределения тепловой энергии и плотности тепловой энергии e в зоне формирования поверхностного слоя по методу наименьших квадратов позволила подобрать аппроксимирующую функцию (среднеквадратичное отклонение менее 1%) для описания изменения плотности тепловой энергии e по толщине поверхностного слоя h обрабатываемой детали:

$$e = e_0 \cdot \exp\left(-\frac{h^2}{r_c^2}\right), \quad (3)$$

где e_0 - плотность тепловой энергии в точке контакта режущего инструмента с обрабатываемой поверхностью, Дж/м²;

r_c - радиус скругления режущей кромки инструмента, м.

Для определения мгновенного поверхностного теплового источника в выражение (2) подставляется формула распределения энергии (3) и после интегрирования получается

$$T_{\text{мг.нов.}}(r, h, t) = \frac{A \cdot e_0 \cdot \pi}{2\gamma \cdot c \sqrt{(\pi \cdot \alpha \cdot t)^3}} \cdot \exp\left(-\frac{r^2 + h^2}{4 \cdot \alpha \cdot t}\right) \times \int_0^\infty \exp\left(-r_1^2 \left(\frac{1}{4 \cdot \alpha \cdot t} + \frac{1}{r_c^2}\right)\right) \cdot J_0\left(\frac{r \cdot r_1}{2\alpha \cdot t}\right) \cdot r_1 \cdot dr_1. \quad (4)$$

Интеграл выражения (4) вычисляется методом Лапласа после замены переменной интегрирования $r^2 = x$; откуда $r_1 \cdot dr_1 = \frac{\partial x}{2}$.

После введения обозначений $\rho = \frac{1}{4\alpha \cdot t} + \frac{1}{r_c^2}$ и $K = \frac{r^2}{4\alpha \cdot t}$, получается

$$\int_0^\infty \exp\left(-r_1^2 \left(\frac{1}{4 \cdot \alpha \cdot t} + \frac{1}{r_c^2}\right)\right) \cdot J_0\left(\frac{r \cdot r_1}{2\alpha \cdot t}\right) \cdot r_1 \cdot dr_1 = \frac{1}{2} \int_0^\infty \exp(-S \cdot x) \cdot J_0(2\sqrt{Kx}) dx = \frac{S}{2x} \exp\left(\frac{K}{x}\right). \quad (5)$$

Подставляя в выражение (5) значения S и K и проведя соответствующие преобразования, формулу (4) для определения мгновенного поверхностного теплового источника можно представить в виде:

$$T_{\text{мг.нов.}}(r, h, t) = \frac{A \cdot e_0 \cdot r_c^2}{\gamma \cdot c \sqrt{\pi \cdot \alpha \cdot t} \cdot (r_c^2 + 4\alpha \cdot t)} \cdot \exp\left(-\left(\frac{r^2}{r_c^2 + 4\alpha \cdot t} + \frac{h^2}{4 \cdot \alpha \cdot t}\right)\right). \quad (6)$$

Температуру в зоне формирования поверхностного слоя детали $T_{\text{нов}}$ в момент времени t_1 для теплового источника с реальной временной формой можно получить путем интегрирования выражения (6):

$$T_{\text{нов.}}(r, h, t_1) = \frac{A \cdot r_c^2}{\lambda} \sqrt{\frac{\alpha}{\pi}} \cdot \int_0^{t_1} \frac{q(t_1) dt_1}{4\alpha((t-t_1) + r_c^2) \sqrt{t-t_1}} \times \exp\left(-\frac{r^2}{4\alpha(t-t_1) + r_c^2} - \frac{h^2}{4\alpha(t-t_1)}\right), \quad (7)$$

где $q(t_1)$ - плотность мощности теплового излучения в точке контакта режущего лезвия инструмента с обрабатываемой поверхностью в момент времени t_1 , МВт/м²;

$\lambda = \alpha \cdot \gamma \cdot c$ - коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, МВт/м·град.

Если пронормировать плотность мощности теплового источника в точке контакта режущего лезвия инструмента с обрабатываемым материа-

лом на ее максимальное значение $p(t_1) = \frac{q(t_1)}{q_{\max}}$ и перейти к безразмерным

переменным $\mu = \frac{r}{r_c}$ – безразмерный радиус, $\eta = \frac{h}{r_c}$ – безразмерная глуби-

на распространения теплоты, $\tau = \frac{4\alpha \cdot t_1}{r_c^2}$ – безразмерное время действия

теплового источника, то формулу (7) можно преобразовать в обобщенный вид, позволяющий рассчитывать температурное поле в зоне формирования поверхностного слоя обрабатываемой детали для различных конструкционных материалов [4]:

$$T_{\text{нов}}(\mu, \eta, \tau) = \frac{A \cdot q_{\max} \cdot r_c}{2\lambda\sqrt{\pi}} \int_0^{\tau} \frac{\bar{p}(\tau_1) d\tau_1}{(\tau - \tau_1 + 1)\sqrt{\tau - \tau_1}} \cdot \exp\left(-\frac{\mu^2}{\tau - \tau_1 + 1} - \frac{\eta^2}{\tau - \tau_1}\right), \quad (8)$$

где $\bar{p}(\tau_1) = p\left(\frac{r_c}{4\alpha} \cdot \tau_1\right)$ – величина, описывающая временную форму импульса в безразмерных координатах.

Если ввести обозначение безразмерной температуры в виде

$$\Theta(\mu, \eta, \tau) = \frac{2\lambda\sqrt{\pi} \cdot T_{\text{нов}}(\mu, \eta, \tau)}{A \cdot r_c \cdot q_{\max}}, \quad (9)$$

то окончательно получается

$$\Theta(\mu, \eta, \tau) = \int_0^{\tau} \frac{\bar{p}(\tau_1) d\tau_1}{(\tau - \tau_1 + 1)\sqrt{\tau - \tau_1}} \cdot \exp\left(-\frac{\mu^2}{\tau - \tau_1 + 1} - \frac{\eta^2}{\tau - \tau_1}\right). \quad (10)$$

Численные интегрирования выражения (10) проводилось на ЭВМ с использованием формулы Ньютона-Котеса 8-го порядка. При этом функция под интегралом, описывающая изменение плотности теплового излучения во времени, задавалась средними значениями нормированных огибающих тепловых импульсов различной энергии, определенных экспериментально с использованием известных методик [5,6]. Анализ полученных данных свидетельствует о том, что, во-первых, через определенное время после начала действия теплового импульса его энергия оказывается недостаточной для компенсации отвода тепла от поверхности обрабатываемой детали за счет теплопроводности материала. Во вторых, при увеличении длительности теплового импульса наблюдается рост максимального значения температуры как на самой поверхности детали, так и по толщине поверхностного слоя. В-третьих, в приповерхностных слоях обрабатываемого материала температура достигает своего максимума с тем большим запаздыванием, чем глубже от поверхности эти слои располагаются. На

основании этого можно сделать предположение о том, что пространственное распределение теплового излучения в зоне формирования поверхностного слоя при механической обработке материалов не влияет на развитие гомогенизационных процессов в месте контакта инструмента с деталью, а определяет лишь уровень напряжений, возникающих в поверхностных слоях обрабатываемого материала. Построение кривых зависимости безразмерных температур $\Theta(\mu, \eta, \tau)$ от безразмерного времени τ по безразмерной глубине η в зоне контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью детали для различных видов импульсов и их анализ подтверждают высказанное предположение.

Особенностью процесса формирования поверхностного слоя детали является назначение таких режимов обработки, которые обеспечивали бы получение заданных показателей качества поверхности. Известно, что регистрируемым энергетическим параметрам теплового излучения является интегральная энергия импульса E , которая в соответствии с формулой (2) равна [3]

$$E = \int_0^{r_c} e_0 \cdot 2\pi \cdot r_1 \cdot \exp\left(-\frac{r_1^2}{r_c^2}\right) dr_1 = \pi r_c^2 \cdot e_0 (1 - \exp(-1)), \quad (11)$$

откуда

$$e_0 = 1,582 \frac{E}{\pi \cdot r_c^2}. \quad (12)$$

С другой стороны можно записать

$$e_0 = \int_0^{t_1} q(t) dt. \quad (13)$$

Если обозначить через $\varepsilon = \frac{t}{t_1}$, то с учетом $p(t) = \frac{q(t)}{q_{\max}}$ выражение

(13) примет вид

$$e_0 = q_{\max} \cdot t_1 \int_0^1 \bar{p}(\varepsilon) d\varepsilon = m \cdot q_{\max} \cdot t_1, \quad (14)$$

где $\bar{p}(\varepsilon)$ – функция, описывающая нормированную временную форму подаваемого теплового импульса;

m – постоянная величина для определенной формы теплового импульса.

Приравняв правые части выражений (12) и (14) и учитывая, что средняя плотность мощности теплового импульса $q_{cp} = \frac{E}{\pi \cdot r_c^2 \cdot t_1}$, получается

$$q_{cp} = q_{max} \frac{c}{1,582} \quad (15)$$

Максимальную плотность мощности теплового излучения в зоне формирования поверхностного слоя q_{max} можно найти из формулы (9), если принять температуру $T_{нов.}$ равной температуре плавления материала $T_{пл.}$, а температуру $\Theta(\mu, \eta, \tau)$ равной максимальной безразмерной температуре в центре зоны нагрева Θ_{max} :

$$q_{max} = \frac{2\lambda \cdot \sqrt{\pi} \cdot T_{пл.}}{A \cdot r_c \cdot \Theta_{max}} \quad (16)$$

Результаты расчетов максимальной плотности мощности теплового излучения q_{max} совместно с экспериментальными исследованиями структурно-фазовых превращений в обрабатываемых сталях и сплавах позволили установить, что увеличение длительности теплового воздействия при неизменной температуре на обработанной поверхности $T_{нов.}$ приводит к различным фазовым изменениям в структуре материала. Время действия теплового импульса, зависящее от принятых режимов обработки, влияет на глубину нагрева h и время пребывания в тепловом режиме материала поверхностных слоев, расположенных на определенном удалении от поверхности обрабатываемой детали. Расчетным путем установлено, что временная форма теплового импульса не влияет на глубину структурно-фазовых превращений, но значительно изменяет время нахождения стали или сплава в аустенитном состоянии. При этом показано, что время аустенизации легированных сталей по толщине поверхностного слоя тем меньше, чем хуже их теплофизические характеристики. Другими словами установлено, чем меньше величины λ и α , тем большую структурную неоднородность материала можно ожидать даже в случае использования предельных длительностей тепловых импульсов, зависящих от выбранных режимов обработки детали.

Рассмотренные в работе теплофизические особенности формирования структуры поверхностного слоя обрабатываемых деталей могут быть использованы при прогнозировании фазового состава, структурной организации и физико-механических свойств конструкционных сталей, а также при выборе оптимальных режимов механической обработки детали с учетом требуемых условий их эксплуатации.

Список литературы: 1. Базаров И.П. Термодинамика. М.: Высшая школа, 1991. 376с. 2. Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. М.: Изд-во иностран. Литературы, 1960. 128с. 3. Карслоу

Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. М.: Наука, 1964. 376с. 4. Рыкалин Н.Н., Углов А.А., Стуров И.Ю. Получение простых аналитических выражений, описывающих процесс нагрева металлов концентрированными источниками энергии // Физика и химия обработки материалов, 1979, №4. С. 4-11. 5. Горелин С.С., Расторгуев Л.Н., Скаков Ю.А. Рентгенографический и электронно-оптический анализ. М.: Металлургия. 1979. 365с. 6. Утевский Л.М. Дифракционная электронная микроскопия в металлведении. - М.: Металлургия, 1973. 583с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ОБРАЗОВАНИЯ НАКЛЕПА ПРИ ШЛИФОВАНИИ И ДОВОДКЕ МАГНИТНОМЯГКИХ СПЛАВОВ НОВЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

Гавриш А.П., Рибхи Абу-Асаль, Гавриш О.А., Ахмет Фахури
(НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина)

In this articles the mechanisms of cold-hardening formation at fine grinding and finishing of magnetically soft alloys by new abrasive tools are presented.

Одной из наиболее важных операций в процессе изготовления магнитной головки является шлифование и доводка торцов сердечников и рабочей поверхности головки.

При шлифовании и доводке появляется наклепанный слой материала. Появление такого слоя ведет к ухудшению магнитных характеристик наклепанной зоны материала (значительно уменьшается начальная магнитная проницаемость μ_0 , возрастает коэрцитивная сила H_c , увеличиваются потери на гистерезис W_n). В силу специфики изготовления самой головки наклеп не может быть снят термообработкой. При окончательной доводке магнитных головок наклеп на торцах сердечников приводит к увеличению эффективной ширины рабочего зазора головки, а следовательно, и к ухудшению ее электроакустических параметров [1, 2, 3].

Появление наклепа на рабочей поверхности головки эквивалентно некоторому увеличению зазора между магнитной головкой и носителем, что приводит к уменьшению отдачи головки. Таким образом, уменьшение наклепа при шлифовании и доводке магнитных головок за счет рационального выбора режимов обработки и абразивных инструментов благоприятно отражается на улучшении качественных характеристик системы "головка-носитель-головка". Ознакомление с технологическим процессом

изготовления головок на ряде предприятий показывает, что для обеспечения наилучших электроакустических параметров шлифование и доводку плоскостей разъемов и рабочих поверхностей магнитных головок производят вручную на остродефицитных импортных мелкозернистых абразивах типа "Индий", "Арканзас" и др. Применение мелкозернистых абразивов отечественного производства типа 32А, 63С и других ограничено.

Объективная оценка пригодности данных абразивов в технологическом процессе изготовления головок отсутствует.

В настоящей работе ставилась задача исследовать зависимость наклепа:

- 1) от метода обработки - ручной доводки на импортных и отечественных абразивах, доводочного шлифования, механизированной доводки на шаржированных плитах;
- 2) от характеристик абразивного инструмента - материала зерна, зернистости, вида связи, пористости;
- 3) от некоторых характеристик технологического процесса - применения смазочно-охлаждающей жидкости при обработке, удельного давления и т.п.

Конечная цель работы - разработка рекомендаций по обработке магнитномягких сплавов с обеспечением минимального наклепа.

Изучение наклепа проводилось на сплавах Mu-metal и 81МНТ, которые наиболее часто применяются для сердечников магнитных головок. Образцы диаметром 20 мм и толщиной 1 мм предварительно отжигались в вакууме.

При шлифовании образцов применялся прецизионный плоскошлифовальный станок FF-350 "Abawerk" (ФРГ). Образцы закреплялись на магнитном столе станка в сепараторе. Исходя из зависимости усилия резания P_z , глубины резания t и подачи S [4] вида

$$P_z = k \cdot V^{0,7} \cdot S^{0,7} \cdot t^{0,6}$$

k - коэффициент, учитывающий свойства шлифуемого металла;

V - скорость перемещения детали;

и для обеспечения минимальных деформаций поверхностного слоя под действием усилий резания, был выбран следующий режим шлифования:

- число оборотов шпинделя $n=2820$ об/мин, продольная скорость стола станка $V=2$ м/мин, поперечная подача $S=0,1+0,2$ мм/дв.ход, глубина резания при чистовых проходах $t_2 = 0,001$ мм, глубина резания при черновых проходах $t_1 = 0,005$ мм.

- число черновых проходов $i_1=10$.

- число чистовых проходов $i_2=5$.

Механизированная доводка образцов на чугуновых шаржированных плитах производилась на полировально-доводочном станке при числе

оборотов чугунового диска $n_1=198$ об/мин. и числе оборотов вертикального шпинделя $n_2=50$ об/мин. Удельное давление составляло 7 г/мм².

При ручной доводке образцы 4 закреплялись в штоке 2 специального приспособления (см. рис. 1). Шток цилиндрической частью $\varnothing 30$ С₃/А₃ помещался в посадочное отверстие втулки 3. На шток надевалась мерная гиря 1, которая создавала давление на образец.

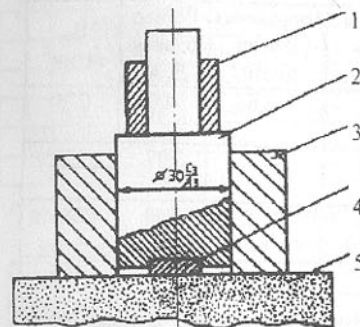


Рис. 1. Приспособление для ручной притирки образцов.

Сообщая втулке 3 вручную возвратно-поступательные движения относительно абразива 5, производили обработку исследуемого образца.

Ручная доводка образцов выполнялась при удельном давлении 7 г/мм², что приблизительно соответствует фактическим давлениям, возникающим при ручной притирке магнитных головок.

Рентгеноструктурные исследования наклепа производились на ионизационной установке УРС-50И в Fe излучении. Измерялась полуширина линий (111) и (311), и по уширению этих линий рассчитывались характеристики тонкой структуры: искажения II рода ($\Delta a/a$) и размеры блоков Д [5]. В некоторых случаях снимались рентгенограммы образцов.

Изменение резонансной емкости C_p относительно эталона, определяемой на дефектоскопе Д-3 [6], позволяло судить об изменении магнитной проницаемости сплава после обработок различными абразивными инструментами и после травления. Дефектоскоп Д-3 позволяет исследовать внешние слои ферромагнитных деталей на разных глубинах проникновения вихревых токов в деталь. В процессе экспериментов использовался датчик типа накладной катушки при частоте $4 \cdot 10^6$ Гц. Величина емкости, необходимая для настройки контура в резонанс, зависит от изменения индуктивности датчика L и определяется магнитной проницаемостью внешнего слоя детали.

Чем больше μ_0 , тем больше индуктивность датчика и тем меньше величина резонансной емкости (в относительных единицах $C_p \sim 1/\mu_0$). Микротвердость определялась на приборе ПМТ-3 при нагрузке 50 г. Для определения глубины наклепанного слоя производилось послойное травление (электрополировка) с шагом 5 мкм.

Для электрополировки применялся следующий состав электролита: фосфорная кислота - 85 %, хромовый ангидрид - 15 %.

Режим электрополировки: температура 80°C, плотность тока 1,7 г/см², расстояние между катодом и образцом 40 мм, расположение электродов вертикальное, время травления ~15 сек.

Результаты исследований представлены в таблицах 1-11.

Таблица 1. Зависимость наклепа от вида абразивного инструмента при ручной доводке

№ п/п	Абразивный Инструмент	Зерни- стость, мкм	Связка инстру- мента	Ширина линии (311), мм	Напряжения II рода $\Delta\sigma/a \cdot 10^{-4}$	Размер блоков Д, А°	H _д , кг/мм ²
1	Абразивный Инструмент	20-25	бакели- товая	45,5	16,6	800	274
2	"Индий"	20-25	керами- ческая	47,0	17,3	707	356
3	63СМ2ОСТ1К (микролит)	20-25	керами- ческая	52,0	21,1	850	284
	Эталон	-	-	23	-	-	160

Таблица 2. Зависимость наклепа от пористости абразивов. Шлифование охлаждающей эмульсией. Керамическая связка.

№ п/п	Абразивный инструмент	Зерни- стость, мкм	Размер пор, мкм	Порис- тость, %	Ширина линии (311), мм	Напряжения II рода $\Delta\sigma/a \cdot 10^{-4}$	Д, А°	Твердость H _д , кг/мм ²
1	32А6	55-60	180-315	20	54,5	23,47	-	350
2	32А6	55-60	500-800	20	52,6	20,16	544	365
3	32А6	55-60	180-315	10	49,2	15,40	400	369
4	32А6	55-60	500-800	10	54,0	21,16	539	372
5	32А10	100	180-315	10	55,5	22,37	572	354
6	32А10	100	500-800	20	55,0	25,29	860	354
7	32А10	100	180-315	10	-	-	-	376,5
	Эталон	-	-	-	23	-	-	160

Таблица 3. Зависимость наклепа от пористости абразивов. Керамическая связка. Шлифование без охлаждающей жидкости.

№ п/п	Абразив- ный инструмент	Зерни- стость, мкм	Размер пор, мкм	Порис- тость, %	Ширина линии (311), мм	Напряжения II рода $\Delta\sigma/a \cdot 10^{-4}$	Д, А°	Твер- дость H _д , кг/мм ²
1	32А6	55-60	180-315	20	54,9	21,6	520	354
2	32А6	55-60	500-800	20	52,9	20,14	514	366
3	32А6	55-60	180-315	10	57,1	17,8	300	369
4	32А6	55-60	500-800	10	58,7	22,9	426	376
5	32А10	100	180-315	10	59,7	24,67	490	384
	Эталон	-	-	-	23	-	-	160

Анализируя данные таблиц 1-11, можно сделать следующие выводы:

1. При ручной доводке на отечественном абразиве 32АМ2С1Б в процес-

се обработки возникает наклеп такого же порядка, что и при доводке на остродефицитном абразиве "Индий" (табл.1).

Таблица 4. Зависимость наклепа от материала зерна при шлифовании крупнозернистыми абразивами. Глифталева связка.

№ п/п	Абразивный инструмент	Зерни- стость, мкм	Ширина линии(311), мм	$\Delta\sigma/a \cdot 10^{-4}$	Д, А°	H _д , кг/мм ²	Охлаждение при об- работке
1	63С5	50-55	46,8	17,94	601	338	Эмульсия
2	63С5	50-55	48,2	19,25	-	329	Без охлаждения
3	32А5	50-55	50,9	20,5	820	360	Эмульсия
4	32А5	50-55	51,7	20,82	885	343	Без охлаждения
5	63С6+32А6	55-60	51,9	20,7	745	341	Эмульсия
6	63С6+32А6	55-60	50,1	17,4	450	337	Без охлаждения
	Эталон	-	23	-	-	160	-

Таблица 5. Зависимость наклепа от материала зерна при шлифовании мелкозернистыми абразивами. Глифталева связка.

№ п/п	Абразивный инструмент	Зерни- стость, мкм	Ширина линии (311), мм	$\Delta\sigma/a \cdot 10^{-4}$	Д, А°	H _д , кг/мм ²	С _р отн. ед.	Охлаждение при обработке
1	63СМ28	25-28	41,9	13,71	800	223	59,2	Эмульсия
2	63СМ28	25-28	45,5	15,63	910	212	58,5	Без охлаждения
3	32АМ28	25-28	44,0	16,9	740	225	59,0	Эмульсия
4	32АМ28	25-28	44,5	15,35	660	223	58,0	Без охлаждения
5	23АМ28	25-28	46,4	18,4	-	219	-	Эмульсия
6	23АМ28	25-28	43,7	16,5	-	180	58,2	Без охлаждения
	Эталон	-	23	-	-	160	50	-

Таблица 6. Зависимость наклепа от зернистости при шлифовании абразивами типа ЭБ. Глифталева связка.

№ п/п	Абразивный инструмент	Зерни- стость, мкм	Ширина линии (311), мм	$\Delta\sigma/a \cdot 10^{-4}$	Д, А°	H _д , кг/мм ²	С _р отн. ед.	Охлаждение при обработке
1	ЭБ5	50-55	50,9	20,5	820	360	61,7	Эмульсия
2	ЭБ5	50-55	51,7	20,82	885	343	-	Без охлаждения
3	ЭБМ28	25-28	44,0	16,9	740	225	59,0	Эмульсия
4	ЭБМ28	25-28	44,5	15,35	660	223	58,0	Без охлаждения
5	ЭБМ7	7-8	38,2	9,52	632	217	59,0	Эмульсия
6	ЭБМ7	7-8	-	-	-	208	-	Без охлаждения
	Эталон	-	23	-	-	160	50	-

2. Размер пор и пористость значительного влияния на наклеп не оказы-
вают. Однако следует отметить, что сочетание минимальных размеров пор
(180-315μ) и пористости (10%) (при обработке с охлаждением и без охла-

ждения абразива 32А6 ведет к более мелким блокам мозаики, чем во всех остальных случаях (табл.2, 3).

Таблица 7. Зависимость наклепа от зернистости при шлифовании абразивами типа КЗ.

№ п/п	Абразивный инструмент	Зернистость, мкм	Связка инструмента	Ширина линии (311), мм	$\Delta a/a \cdot 10^{-4}$	D, A°	$H_d, \text{кг/мм}^2$	C_p отн. Ед.	Охлаждение при обработке
1	КЗ5	50-55	Глифтал	46,8	17,94	601	338	62,3	Эмульсия
2	КЗ5	50-55	Глифтал	48,2	19,25	-	329	-	Без охлаждения
3	КЗМ28	25-28	Глифтал	41,9	13,71	800	223	59,2	Эмульсия
4	КЗМ28	25-28	Глифтал	45,5	15,63	910	212	58,5	Без охлаждения
5	КЗМ20	18-20	Глифтал	44,5	15,5	720	250	-	Эмульсия
6	КЗМ20	18-20	Глифтал	42,4	13,7	700	216	-	Без охлаждения
7	КЗМ14	12-14	Глифтал	42,5	13,3	590	217	58,0	Эмульсия
8	КЗМ14	12-14	Глифтал	40,2	12,3	680	208	58,0	Без охлаждения
9	КЗМ7	6-7	Глифтал	38,4	11,4	947	224	60,2	Эмульсия
10	КЗМ7	6-7	Глифтал	40,5	13,8	1340	171	-	Без охлаждения
11	КЗМ7+ЭБМ1-3	12-14 1-3	Глиф. + довод. на чуг. диске, шарж. микроп. ЭБМ1-3	39,3	13,0	1830	182	-	Без охлаждения
	Эталон	-	-	23	-	-	160	50	-

Таблица 8. Зависимость наклепа от материала связки при шлифовании. Керамическая связка.

№ п/п	Абразивный инструмент	Зернистость, мкм	Ширина линии (311), мм	$\Delta a/a \cdot 10^{-4}$	D, A°	$H_d, \text{кг/мм}^2$	Охлаждение при обработке
1	32А6	55-60	54,5	23,47	500	350	Эмульсия
2	32А6	55-60	54,9	21,6	520	354	Без охлаждения
3	32А5	50-55	50,9	20,5	820	360	Эмульсия
4	32А5	50-55	51,7	20,82	885	343	Без охлаждения
	Эталон	-	23	-	-	160	-

Таким образом, пористость и размер пор необходимо учитывать лишь как технологический фактор, который способствует уменьшению закаливания абразива при обработке.

3. Обработка абразивами на глифталевой связке обеспечивает меньший наклеп, чем при обработке абразивами на керамической связке: величина искажений II рода ($\Delta a/a$) и измельчение блоков мозаики больше при использовании керамической связки (табл.8).

4. При шлифовании магнитномягких сплавов наклеп минимален, если

используются абразивы на основе карбида кремния зеленого (63С) (табл.4,5).

Таблица 9. Сравнительные данные о зависимости наклепа от способа обработки.

№ п/п	Способ обработки и абразивный инструмент	Ширина линии (311), мм	$\Delta a/a \cdot 10^{-4}$	D, A°	$H_d, \text{кг/мм}^2$	Охлаждение при обработке
1	Ручная доводка на импортном абразиве "Индий" зернистостью 20-25 мкм	47,0	17,3	707	356	Без охлаждения
2	Ручная доводка на бруске 63СМ20СТ1К (микролит)	52,0	21,1	850	284	Без охлаждения
3	Доводочное шлифование абразивом 63СМ14Гл на глифталевой связке	40,2	12,3	680	208	Без охлаждения
4	Доводочное шлифование абразивом 63СМ7Гл на глифталевой связке	40,5	13,8	1340	171	Без охлаждения
5	Механизированная доводка на чугуном диске, шаржир. микропорошком 32АМ1-М3	38,6	11,9	1040	-	Керосин со стеарином

Таблица 10. Электроакустические параметры магнитных головок, обработанных отечественными и импортными абразивами.

№ магнитной головки	№ канала	Способ обработки	Отдача на частоте 1000 Гц	Частотная характеристика, дБ								Условия испытаний
				при частотах, Гц,								
				300	1000	2000	3000	4000	5000	6000	7000	
1	1	Шлифование абразивом 63СМ7Гл на глифталевой связке Доводка на чугуном диске порошко 23АХМ1	260	-8	0	+3	+3	+2	+1	-2,4	-5	Скорость $V=9,53 \text{ см/с}$ Носитель – лента типа 6
	2		270	-8,4	0	+3	+3	+2	+1	-2,6	-6	
	3		270	-8,4	0	+2,4	+2,4	+0,6	+1	-2,6	-6	
2	1	Шлифование абразивом 63СМ7Гл на глифталевой связке Доводка на чугуном диске порошко 32АМ1	300	-8,5	0	+3	+3	+2	+1	-2,4	-5	Ток записи $I_z = 1,4 \text{ мА}$ Ток подмагничивания $I_p=5,2 \text{ мА}$
	2		290	-8,4	0	+2,4	+2,4	+2	+1	-2,6	-6	
	3		290	-8	0	+2,4	+2,4	+0,8	+1	-2,6	6	
3	1	Ручная обработка на абразиве "Индий"	250	-8,5	0	+3	+3,2	+2,5	-1	-4	-7,6	Частота подмагничивания $f_n=60 \text{ кГц}$
	2		240	-8,4	0	+3	+3	+1,8	-0,8	-3	-6,5	
	3		240	-8,5	0	+3,2	+3,2	+1,5	-1	-3	-5,4	
4	-	По ТУ	230	-9	0	+3	+3	+2	-1,5	-4	-8	

5. Наклеп уменьшается с уменьшением зернистости абразивного инструмента (табл. 6, 7).

Анализ рентгенограмм и зависимости ширины линий от угла отражения показал, что обработка мелкозернистыми абразивами ведет к созда-

нию искажений II рода ($\Delta a/a$) кристаллической решетки.

Таблица 11. Зависимость наклепа от глубины травления.

№ п/п	Обработка	Исходный (обработанный)					Стравлено 5 мкм					Стравлено 10 мкм					Стравл. 15 мкм	
		$V_{(111)}$ мм	C_p	H_p кг/мм ²	D А°	$\Delta a/a$ ·10 ⁻⁴	$V_{(111)}$ мм	C_p	H_p кг/мм ²	D А°	$\Delta a/a$ ·10 ⁻⁴	$V_{(111)}$ мм	C_p	H_p кг/мм ²	D А°	$\Delta a/a$ ·10 ⁻⁴	$V_{(111)}$ мм	C_p
1	32A5Гл с окл.	50,9	62	360	820	20,5	38,1	59,4	-	-	-	33,8	57,0	-	-	26,8	54	
2	63СГл с окл.	46,8	62,3	338	601	7,94	40,9	60,0	-	-	-	35,7	56,6	-	-	27,5	53,8	
3	63СМ28Гл с окл.	41,9	59,2	223	800	3,71	31,1	55	-	-	-	28,4	51,8	-	-	18,1	49,3	
4	63СМ28Гл без окл.	45,5	58,5	212	910	5,63	28,3	51,3	175	-	6,23	-	49,5	160	-	-	-	-
5	23АМ28Гл без окл.	43,7	58,2	180	-	16,5	27,2	51,5	176	-	5,55	-	49,4	150	-	-	-	-
6	32АМ28Гл с окл.	44,0	59,0	225	740	16,9	28,6	54	-	-	-	27,5	51,6	-	-	50,1	-	
7	32АМ28Гл без окл.	44,5	58,0	223	660	5,35	29,8	53,2	176	-	7,16	-	49,1	159	-	-	-	-
8	63СМ14Гл с окл.	42,5	58,0	217	590	13,3	27,8	52,3	-	-	5,8	22,7	48,1	-	-	-	-	
9	63СМ14Гл без окл.	40,2	57,0	208	680	12,3	29,6	53,0	178	-	7,02	-	51,6	182	-	-	-	
10	63СМ7Гл с окл.	38,4	60,2	234	947	11,4	29,6	56,3	206	-	7,05	-	53,7	173	-	-	-	
11	63СМ7Гл без окл.	40,5	-	171	340	13,8	34,4	57	210	-	9,8	-	55,3	195	-	-	-	
12	32АМ1-МЗ	38,6	60,3	295	040	11,9	27,5	56	-	400	5,8	21,4	54	-	-	-	-	
13	"Индий" ручн. обр.	47,0	59,2	356	707	17,3	39,8	-	-	-	-	35,8	-	-	-	33,4	-	
14	63СМ20СТ1К	52,0	58,0	284	850	21,1	35,7	-	-	-	-	32,9	-	-	-	31,0	-	
15	Эталон	23,0	50,0	160	-	-	23,0	50	160	-	-	23,0	50	160	-	23,0	50	

6. Охлаждение как технологический фактор процесса обработки значительного влияния на наклеп не оказывает. Однако при обработке мелкозернистыми абразивами (М20-М7) типа 63С имеется тенденция к незначительному уменьшению наклепа при шлифовании без охлаждающей жидкости (табл. 2-8).

7. Глубина наклепанной зоны существенно зависит от размера зерна, уменьшаясь от 20 мкм при размере зерна 50-55 м до 5-10 м при размере зерна 7-28 мкм (табл. 11).

8. При шлифовании с доводочными режимами резания и механизированной доводки на чугуновых шаржированных притирах наклеп значительно меньше, чем при ручной доводке на отечественных и импортных абразивных инструментах (табл. 9).

На основании выводов была произведена обработка партии многоканальных магнитных головок с сердечниками из сплава 81НМТ по плоскостям разреза.

Обработка производилась в две стадии: первоначально на плоскошлифовальном станке абразивом 63СМ7Гл на глифталевой связке без охлаждения и окончательно на полировально-доводочном станке на чугуновых притирах, шаржированных микропорошком электрокорунда хромистого зернистостью 1 мкм (23АМ1).

Результаты электроакустических испытаний типовых головок приведены в табл. 10. Для сравнения в таблице даны параметры головки, об-

работанной в ручную на абразиве "Индий". Эти выводы хорошо согласуются с данными, полученными при исследовании наклепа образцов.

Обработка магнитомягких сплавов отечественными абразивными инструментами обеспечивает меньший наклеп, чем обработка импортными абразивами типа "Индий" (США). Среди испытанных абразивов минимальный наклеп получается при доводочном шлифовании абразивами типа 63С на глифталевой связке с размером зерна 7-20 мкм, а также при доводке на чугуновом притире, шаржированном микропорошком 32АМ1-МЗ.

Список литературы: 1. Гавриш А.П., Солдатенко Л.И. Обеспечение параметров изделий из магнитных материалов при шлифовании. Сб.: "Prazja Miedzjharodowej Konferencji Naukowej "MECHANIKA-98", Warschawa-Rzeszow, 1998, с. 233-235. 2. Гавриш А.П. Определение глубины наклепа магнитомягких сплавов по эффективной ширине рабочей щели магнитных головок. Сб.: "Автоматика и приборостроение", ИТИ УССР, №3, 1963, с. 77-78. 3. Гавриш А.П., Мохан Сринивасан, Роик Т.А. Технологические факторы разрешающей способности магнитных головок. // Вісті Академії інженерних наук України. Спеціальний тематичний додаток відділення "Важкого і транспортного машинобудування" (36. наукових статей). Вип. №3, 1999, с.57-65. 4. Лоскутков В.В. Шлифование металлов, Машгиз, 1989. 5. Качанов Н.Н., Маркин Л.И. Рентгеноструктурный анализ, Машгиз, 1990. 6. Ярошек А.Д. Исследование внешних слоев деталей методом вихревых токов, Заводская лаборатория №11, 1990.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ РЕЗЦА С УЧЕТОМ ОХЛАЖДАЮЩЕГО ДЕЙСТВИЯ СОТС

Галкина А.С., Богуславский В.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In this work the distribution of a temperature field in a lot of sides and not sharpened cutting tips of clamped-tip tools with the account of influence of cutting and coolant fluids on process of machining is received.

Все явления, происходящие при обработке резанием, есть результат механического и физико-химического взаимодействия обрабатываемого материала, инструментального материала и внешней среды, а также обмена энергией (тепловой, механической, электрической и т. д.) между системой резания и другими подсистемами динамической системы станка.

Теоретические исследования, проведенные рядом авторов [1], позволили получить распределение температурного поля в многогранных неперетачиваемых пластинах сборных резцов. Результатом проведенной

работы стала система уравнений, решение которой – значение температуры на поверхности пластины резца и в ее теле.

Однако в разработанной методике не было учтено влияние смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС) на процесс механической обработки. Известно, что подаваемые тем или иным путем в зону резания, СОТС оказывают различное воздействие: смазывающее, охлаждающее, химическое и диспергирующим.

В общем виде влияние смазочно-охлаждающих технологических сред может быть проанализировано путем рассмотрения формулы [2]:

$$t_o = t - t_c - t_p - t_m - t_w \quad (1)$$

где t_o – температура данного участка зоны резания при работе с охлаждением,

t – температура того же участка при резании без подачи смазочно-охлаждающей жидкости.

Остальные четыре величины, входящие в выражение (1), соответствуют четырем главным факторам влияния внешней среды на температуру в зоне резания.

Величина t_c представляет снижение температуры, вызванное улучшением смазки трущихся поверхностей в связи с применением смазочно-охлаждающей среды. Смазочное действие среды способствует изменению характера контактных явлений в зоне резания за счет снижения сил трения, сдвига зоны наростообразования и связанных с ними коэффициентов усадки стружки k и длины контакта стружки с передней поверхностью l_n . Это приводит к уменьшению интенсивности теплообразующих потоков и вызывает снижение температуры в зоне резания.

Величина t_p в формуле (1) представляет снижение температуры, вызванное диспергирующим действием смазочных сред. Этим термином обычно обозначают снижение удельной работы резания за счет охрупчивания тонких слоев обрабатываемого материала (эффект Ребиндера), что, в свою очередь, уменьшает теплообразование.

Таким образом, сумма $t_c + t_p$ представляет собой снижение температуры в зоне резания, вызванное изменением интенсивности теплообразующих потоков и размеров контактных площадок в случае применения внешних сред по сравнению с работой всухую.

Величины $t_m + t_w$ отражают влияние на температуру того или иного участка зоны резания теплоотвода в охлаждающую среду с нагретых поверхностей инструмента, стружки и изделия t_m , а также снижение температуры в результате испарения частиц жидкости, попавших на контактные площадки t_w .

Испарение охлаждающей среды, если она проникает в виде жидкости на площадки контакта, может лишь незначительно снизить температуру резания. Поэтому изменением температуры t_w в результате испарения можно пренебречь. Тогда выражение (1) может быть представлено

$$t_o \approx t - t_c - t_p - t_m.$$

Прибавив и вычтя из правой части последнего выражения t :

$$t_o \approx (t - t_c - t_p) + (t - t_m) - t.$$

Теперь первое слагаемое $t_1 = (t - t_c - t_p)$ представляет собой температуру в зоне резания при условии, что применяемая среда имеет только смазочное и «режущее» действие. Второе слагаемое $t_2 = (t - t_m)$ равно температуре, возникающей, если эта среда имеет только охлаждающее действие. Третье слагаемое t – температура при работе всухую.

Итак, чтобы определить полный теплофизический эффект от применения какой-либо смазочно-охлаждающей среды, необходимо выполнить следующее: 1) рассчитать температуру t при работе без охлаждения и смазки; 2) рассчитать температуру при условии, что среда имеет только смазочные и «режущие» свойства; 3) рассчитать температуру при условии, что среда оказывает только охлаждающее действие [2].

В данной работе ставилась задача определения влияния только охлаждающего действия СОТС.

Тогда с учетом только охлаждающего действия СОТС, можно записать:

$$t_o \approx t_2 = t - t_m. \quad (2)$$

Существуют сравнительно простые формулы, позволяющие оценить снижение средней температуры на контактных поверхностях инструмента при резании с охлаждением по сравнению с работой без принудительного охлаждения [2]:

$$\begin{aligned} \delta_{mn} &= 0,61 \cdot \left(\lg \frac{\alpha_n}{\lambda_p} \sqrt{bl_n} + 0,6 \right) \cdot \frac{1}{(bl_n)^{0,25}} \cdot \sqrt{\frac{\omega}{v}}; \\ \delta_{zn} &\approx (0,09 \div 0,1) \cdot \left(\frac{\alpha_n}{\lambda_p} \right)^{0,75} \cdot \frac{1}{(bl_z)^{0,25}} \cdot \sqrt{\frac{\omega}{v}}. \end{aligned} \quad (3)$$

где δ – коэффициент относительного снижения температуры, а индексы соответственно:

δ_{mn} – относительное снижение температуры передней поверхности инструмента под действием, подаваемой на нее, струи охлаждающей жидкости;

δ_{zn} – относительное снижение температуры задней поверхности под действием той же струи охлаждающей жидкости, подаваемой на переднюю поверхность инструмента;

α_n – коэффициент теплообмена инструмента с жидкостью на передней поверхности, Вт/м²·°С;

λ_p – коэффициент теплопроводности режущего материала, Вт/м·°С;

ω – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/сек.

v – скорость резания, м/мин;

b – ширина резания, мм;

l_n – длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента, мм;

l_z – длина контакта детали с задней поверхностью, мм.

В формулах (3) учитывается, что при подаче жидкости на переднюю поверхность, часть ее протекает вниз и, попадая на заднюю поверхность инструмента, отчасти охлаждает ее.

С учетом коэффициента относительного снижения температуры формула (2) примет вид:

$$t_0 \approx (1 - \delta) \cdot t \Rightarrow t \approx \frac{t_0}{1 - \delta}. \quad (4)$$

Применим полученные выражения для результатов работы [1]: в системе уравнений значения t для точек 1, 2, 3, 4 (передняя) и 5, 9, 13 (задняя поверхность инструмента), соответствующие температуре без применения СОТС, заменим по формуле (4), изменив для точек 4, 5, 9 и 13 граничные условия (правую часть системы [1]). Получим:

$$t_1 / (1 - \delta_{nn}) - 0,5t_2 / (1 - \delta_{nn}) - 0,5t_3 / (1 - \delta_{zn}) = (q_1 + q_2) / \lambda \Delta Y;$$

$$t_2 / (1 - \delta_{nn}) - t_6 = q_1 / \lambda \Delta Y;$$

$$t_3 / (1 - \delta_{nn}) - t_7 = q_1 / \lambda \Delta Y;$$

$$0,5t_3 / (1 - \delta_{nn}) - 2t_4 / (1 - \delta_{nn}) + 0,5t_8 = \left(\frac{\alpha \Delta X}{\lambda} - 0,5 \right) t_{ж};$$

$$0,5t_1 / (1 - \delta_{nn}) - 2t_5 / (1 - \delta_{zn}) + t_6 + 0,5t_9 / (1 - \delta_{zn}) = \frac{\alpha \Delta X}{\lambda} t_{ж};$$

$$t_2 / (1 - \delta_{nn}) + t_5 / (1 - \delta_{zn}) - 4t_6 + t_7 + t_{10} = 0;$$

$$t_3 / (1 - \delta_{nn}) + t_6 - 4t_7 + t_8 + t_{11} = 0;$$

$$0,5t_4 / (1 - \delta_{nn}) + t_7 - 2t_8 + 0,5t_{12} = 0;$$

$$0,5t_5 / (1 - \delta_{zn}) - 2t_9 / (1 - \delta_{zn}) + t_{10} + 0,5t_{13} / (1 - \delta_{zn}) = \frac{\alpha \Delta X}{\lambda} t_{ж};$$

$$t_6 + t_9 / (1 - \delta_{zn}) - 4t_{10} + t_{11} + t_{14} = 0;$$

$$t_7 + t_{10} - 4t_{11} + t_{12} + t_{15} = 0;$$

$$0,5t_8 + t_{11} - 2t_{12} + 0,5t_{16} = 0;$$

$$0,5t_9 / (1 - \delta_{zn}) - 2t_{13} / (1 - \delta_{zn}) + t_{14} = \left(\frac{\alpha \Delta X}{\lambda} - 0,5 \right) t_{ж};$$

$$t_{10} + 0,5t_{13} / (1 - \delta_{zn}) - 2t_{14} + 0,5t_{15} = 0;$$

$$t_{11} + 0,5t_{14} - 2t_{15} + 0,5t_{16} = 0;$$

$$0,5t_{12} + 0,5t_{15} - t_{16} = 0.$$

где $t_{ж}$ – температура охлаждающей жидкости;

ΔX – размер элементарной площадки;

q_1 и q_2 – тепловые потоки, воздействующие, соответственно, на переднюю и на заднюю поверхности.

Решение этой системы дает искомые значения температуры инструмента с учетом только охлаждающего действия СОТС.

Для сравнения рассмотрим пример, приведенный в работе [1]: обработка стали 45 твердосплавными резцами Т5К10. Для резания с применением СОТС числовые значения в формулах (3) следующие: при поливе жидкостью с $t_{ж} = 20^\circ\text{C}$ на водной основе (для 5-типроцентного содержания эмульсола) $\alpha_n = 1,047$ кВт/м²·°С, коэффициент температуропроводности для стали 45 $\omega = 8 \cdot 10^{-6}$ м²/с, длина контакта детали с задней поверхностью инструмента принимаем $l_z = 0,1$ мм.

Температурное поле резца, с охлаждением и без, представлены в виде изотерм (линий одинакового значения температуры) в любой точке рассматриваемого сечения на рис. 1. Расчеты и построения графиков выполнены с использованием математического пакета Mathcad 7.0 Professional Edition.

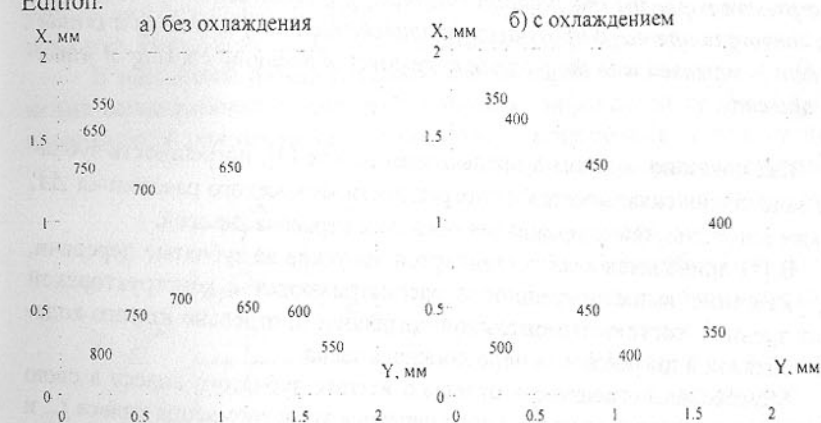


Рис. 1. Температурное поле резца: X, Y – геометрическое изменение размеров пластины, соответственно, по передней и задней поверхностям; точка 0 – вершина резца.

Реализация охлаждающих свойств СОТС при резании приводит к изменению температурного поля рассматриваемой системы твердых тел. Это является прямым результатом охлаждающего действия СОТС. За счет уменьшения температуры обрабатываемых деталей и режущих инструментов увеличивается точность и стабильность размеров деталей, а за счет уменьшения температуры трущихся поверхностей и благоприятного изме-

нения распределения температуры на них, уменьшается износ инструментов и увеличивается их стойкость.

Список литературы: 1. Ивченко Т.Г., Сагуленко Н.Г., Саенко В.В. Определение температурного поля резца с использованием метода конечных разностей. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1998. Вып.5. – с.58-63. 2. Резников А.Н. Теплофизика резания. – Москва: Машиностроение, 1969. – 288с.

К ВОПРОСУ О СОВЕРШЕНСТВОВАНИИ ТЕХНОЛОГИИ ОТДЕЛОЧНЫХ ОПЕРАЦИЙ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Горечкий Г.В. (Филиал ДонГТУ, г. Красноармейск, Украина)

In the present paper the specification statement of a construction of the gadget for a shaving is offered. With its help the implementation of update of a profile of a dent is supposed with the purpose of removal of mounting cocking of wheel axes and cone.

Как показано автором в предыдущей работе [3], погрешность зубчатого зацепления складывается из погрешности межосевого расстояния ΔA , а также погрешностей скрещивания осей Δu и перекоса $\Delta \varphi$ осей.

В [1] приводится анализ стандартов допусков на зубчатые передачи, где, указанные выше погрешности рассматриваются с конструкторской точки зрения и состоят из монтажной погрешности отдельно взятого колеса и монтажной погрешности неподвижного звена.

Монтажная погрешность отдельно взятого зубчатого колеса в свою очередь складывается из монтажного перекоса зубчатого венца колеса F_{mr} и монтажного радиального биения зубчатого венца колеса F_{mr} , которые являются следствием несовпадения базовой и рабочей осей колеса. Указанные погрешности влияют в первую очередь на наибольшую кинематическую погрешность, которая складывается из допуска на накопленную погрешность шага F_p и допуска на погрешность профиля f_f :

$$F_i' = F_p + f_f$$

Монтажная поверхность неподвижного звена характеризуется показателями, определяющими точность взаимного расположения рабочих осей шестерни и колеса: отклонение межосевого расстояния f_{ar} , перекося осей f_{yr} , непараллельность осей f_{xr} . Указанная погрешность влияет на наи-

большую кинематическую погрешность, а также величину бокового зазора и суммарного пятна контакта.

Значения показателей точности зубчатой передачи, шестерни, колеса и неподвижного звена увязаны между собой, т.е. значения показателей для зубчатого венца колеса и шестерни учитывают погрешности изготовления отдельно взятых шестерни и колеса и погрешности их монтажа на опорах вращения в неподвижном звене. Тем самым ожесточаются допуски на составляющие звенья передачи.

Уменьшение погрешностей отдельного колеса достигается за счет ужесточения допусков формы и расположения базовых поверхностей. Уменьшение погрешностей неподвижного звена сводится к регулированию бокового зазора до той величины, при которой плавность работы и пятно контакта получаются оптимальными.

Для устранения погрешностей, возникающих при нарезании зубьев, применяется шевингование, которое дает возможность повысить точность по основным элементам: профилю, направлению зубьев, шагу и биению зубчатого венца с 8-9-й степени до 5-6-й степени (по ГОСТ 1643-81), а шероховатость – до Ra 0,32 (по ГОСТ 2789-73). Для кардинального устранения остальных погрешностей существует только один способ – прикатка, который не является в достаточной мере производительным.

В настоящей работе рассматривается вариант возможности объединения шевингования с пространственной модификацией профиля зубьев, возникающей при прикатке, что позволяет также решать вопрос уменьшения погрешности зацепления без ужесточения допусков составляющих звеньев.

Схема обработки деталей на зубошевинговальном станке показана на рис.1.

Шеверу 1 сообщается вращение $n_{ш}$ вокруг оси O_1Z_1 , которая может поворачиваться при настройке станка вокруг оси X на угол скрещивания γ в пределах $3^\circ \dots 20^\circ$. Через шевер вращение передается детали 2 вокруг оси $O_2Z_2 - n_d$. Детали сообщается вместе со столом станка продольная $S_{прод}$ и поперечная $S_{попер}$ подачи. При этом деталь (колесо) закрепле-

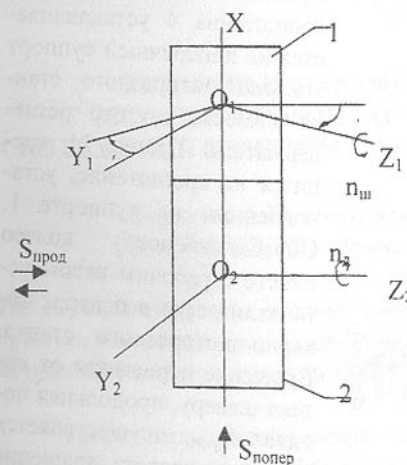


Рис.1 Схема обработки детали на зубошевинговальном станке

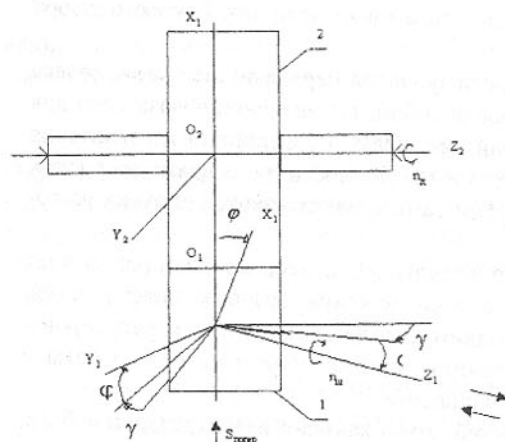


Рис.2. Предлагаемая схема обработки детали.

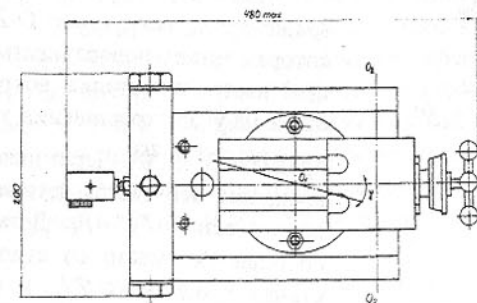
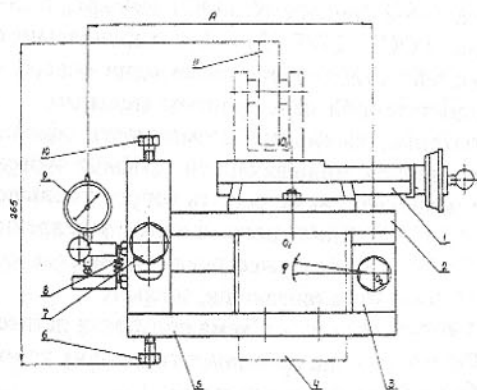


Рис.3. Приспособление для шевингования

на на технологической оправке [4].

Недостатком этого метода обработки детали является невозможность поворота шевера вокруг оси O_1Y_1 на угол перекоса осей ϕ , что необходимо для пространственной модификации профиля зубьев колеса. Кроме того для устранения монтажных погрешностей колесо следует крепить не на технологической оправке, а на рабочем валу. В большинстве случаев на шевинговальном станке это сделать невозможно вследствие больших габаритов узла.

Предлагаемая схема обработки показана на рис.2.

Общий вид приспособления показан на рис.3. Приспособление с помощью кронштейна 4 устанавливается на поперечный суппорт токарно-винторезного станка вместо снятого резцедержателя. Шевер 11 крепится на кронштейне, установленном на суппорте 1. Обрабатываемое колесо вместе с рабочим валом устанавливается в центрах токарно-винторезного станка. Вращение передается от колеса шевру, продольная подача $S_{прод}$ осуществляется вручную, частота вращения регулируется коробкой скоростей станка, поперечная

подача $S_{попер}$ осуществляется поперечным суппортом станка. Измерив действительные значения $f_{x\gamma}$ и $f_{y\gamma}$ в зубчатом механизме, определяем углы γ и ϕ . Угол γ настраивается поворотом суппорта 1, размещенного на верхней плите 2, вокруг оси O_1O_1 . При этом следует учитывать оптимальные режимы резания. Верхняя плита 2 поворачивается на шарнире 3 относительно нижней плиты 5 на угол ϕ вокруг оси O_2O_2 . Настройка угла ϕ осуществляется с помощью индикатора 9, регулировочных винтов 6 и 10 при известном размере «А». Винты 7 служат для фиксирования приспособления в заданном положении.

Предлагаемая конструкция приспособления для шевингования позволяет решить вопрос уменьшения погрешности основных параметров передачи: $F'_{ior}, f'_{zior}, f'_{ior}$, а также шестерни и колеса $F_{\beta r1}$ и $F_{\beta r2}$ без ужесточения допусков составляющих звеньев: $F_{p1}, F_{p2}, f_{f1}, f_{f2}, f_{\gamma}, f_{\phi}$.

Список литературы: 1. Куцоконь В.А. Точность кинематических цепей приборов.- Л.: Машиностроение, 1980.-220 с. 2. Калашников С.Н., Калашников А.С. Изготовление зубчатых колес.- М.: Высшая школа, 1980.- 330 с. 3. Обоснование необходимости совершенствования технологического обеспечения отделочных операций для пространственных зубчатых механизмов/ Г.В.Горецкий.- Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов.- Донецк: ДонГТУ, 1999, Вып.8, с. 63-66. 4. Лоскутов В.В., Ничков А.Г. Зубообрабатывающие станки.- М.: Машиностроение, 1978.

РЕЖИМНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПОЛИМЕРНЫХ И МЕТАЛЛОФТОРОПЛАСТОВЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ПОДАТЛИВОСТИ

Горкуша А.Е., Снеговский Ф.П., Стебляко В.Г.

(ДонГТУ, ДГУЭТ г. Донецк, ХГПУ г. Херсон, Украина)

The dependence of the bearing compliance on working temperature and its influence on operating conditions of plain bearings with polymeric and metal-fluoroplastic bushings are considered.

Теория гидродинамической смазки не учитывает деформацию системы шип-подшипник. Допущения о том, что трибосистема шип-подшипник является квазитвердой, форма и размеры которой при приложении нагрузки сохраняются, опровергнуты опытами, в которых одновременно измерялись и записывались на ленту осциллографа основные ра-

бочие параметры подшипников: форма и размеры смазочного слоя в зазоре, распределение давлений и температур, потерь на трение непосредственно в исследуемой опоре.

Радиальная несущая способность R подшипника без учета деформации пропорциональна диаметру d , длине l , угловой скорости ω и обратно пропорциональна квадрату относительного зазора ψ :

$$R = Cr d l \mu \omega / \psi^2;$$

где Cr — безразмерный параметр грузоподъемности.

Таким образом, мощным средством повышения несущей способности могло быть уменьшение зазора, но вследствие деформации системы шип-подшипник через рабочую зону прокачивается ничтожно малая доля смазки (в десятки и сотни раз меньше), чем по расчету и уменьшение зазора ведет к выплыванию антифрикционного слоя подшипника.

Достоинством неметаллических вкладышей (капрон, маслянит и др.) является нечувствительность к виду смазочного материала, например, воды.

Вода как смазывающая жидкость имеет лучшие физические свойства в сравнение с маслом: меньшую вязкость, большую теплоемкость, чем обеспечивает малые потери на трение и низкий температурный режим, что дает возможность работы с самыми малыми относительными диаметральными зазорами (до $\psi = 0,0001$).

Наиболее перспективными материалами при смазывании водой являются полиамид П6-блочный (капрон В и П68), которые сравнительно дешевы и по данным [1] имеют в несколько раз износостойкость больше, чем баббит и бронза. Основным недостатком таких материалов является плохая теплопроводность и все тепло отводится из опорного узла только смазкой и валом, что требует интенсивной прокачки смазки через рабочую зону.

Использование положительных свойств металлических и полимерных материалов привело к созданию ленточного материала для изготовления вкладышей подшипников, где на стальную основу напылением или напеканием наносится антифрикционный слой. Сообщающиеся поры этого слоя пропитываются пастой, состоящей из суспензии фторопласта и дисульфид молибдена [2].

Для получения сравнительных данных по влиянию податливости на режимные параметры подшипников с капролоновыми и металлофторопластовыми вкладышами в зависимости от рабочей температуры и вида смазки были изготовлены вкладыши $D=100$ мм и длиной $L=80, 100$ мм из капролона, маслянита и металлофторопластовой ленты. Внутренняя поверхность вкладышей из капролона и маслянита была обработана до параметра шероховатости $Ra = 0,4 \dots 0,8$ мкм, полувкладыши из металлофторопласто-

вой ленты получали методом холодного прессования без последующей обработки внутренней поверхности.

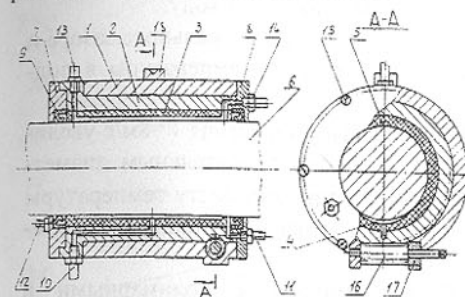


Рис. 1. Испытательный узел с полимерным вкладышем

Поскольку втулки из капролона и маслянита в процессе эксплуатации впитывают влагу и разбухают, то для уменьшения гигроскопичности и стабилизации размеров их кипятили в масле 8...12 часов. Вкладыши запрессовывались в специально разработанные испытательные узлы. Конструкция одного из них приведена на рис. 1.

Испытательный узел состоит (рис. 1) из корпуса 1, в котором посажена обойма 2 с запрессованным вкладышем 3 из капролона В (МРТУ 6-05-988-66), выполняющим роль антифрикционного подшипника. Во вкладыше выполнена расточка, образующая карман 4 для подачи смазки в подшипник, канавка 5, обеспечивает подвод свежей смазки вдоль вала 6. Для предупреждения разбрызгивания охлаждающей жидкости по обоим торцам корпус закрыт левой 7 и правой 8 крышками, в которых установлены манжетные уплотнения 9. Подвод жидкости в карман производится через штуцер 10, а отвод жидкости, соответственно через штуцеры 11 и 12, расположенные на правой и левой крышках. Крышки поджимаются к корпусу 1.

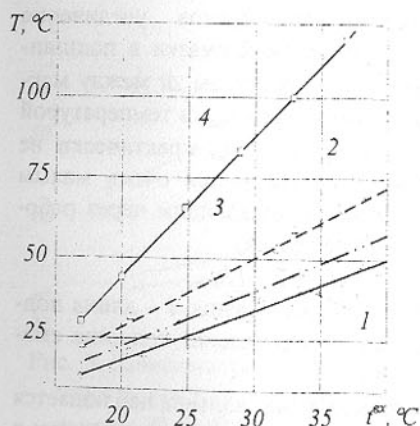


Рис. 2. Зависимость температуры в подшипнике с капролоновым вкладышем от температуры входа масла и диаметального зазора. Исходные данные: $D=100$ мм; $L=100$ мм; $p_{\text{ш}}=2,5$ МПа; $V=8$ м/с; 1 — $\psi=0,01$; 2 — $\psi=0,0075$; 3 — $\psi=0,005$; 4 — $\psi=0,00125$

Критерием оценки работы подшипников скольжения с вкладышами из полимеров является температура в рабочей зоне, которая для капролона и маслянита, согласно [3], равнялась 80°C . Исследовались температурные зависимости от

скорости скольжения, давления, температуры смазки подаваемой в подшипник, а также относительно диаметрального зазора. В качестве смазочного материала применяли масло «Индустриальное 30» и воду.

Опыты показывают (рис. 2), что уменьшение диаметрального зазора и увеличение температуры входа масла ведет к росту температуры в подшипнике.

Так, при нагрузке $p_{cp}=2,5$ МПа и скорости скольжения $V=8$ м/с увеличение температуры входа масла в подшипник с относительным диаметральной зазором $\psi=0,00125$ с 17°C до 40°C привело к росту температуры рабочей зоны подшипника с 32°C до 122°C и дальнейшее увеличение температуры выплавляло вкладыш (рис. 3).



Рис. 3. Вкладыш подшипника из капролона В, вышедший из строя в зависимости от температуры подаваемой смазки t_{ex} . Условия эксперимента: $D=100$ мм, $L=100$ мм, масло – «Индустриальное 30», $p_{cp}=2,5$ МПа, $V=8$ м/с, $\psi=0,00125$, $t_{ex, пред.}=43^\circ\text{C}$

Опыты показывают, что подшипники с полимерными вкладышами очень чувствительны к температуре входа как масла, так и воды.

На рис. 4 показана зависимость роста температуры в подшипнике от температуры подаваемой воды.

Сравнительные испытания полимерных подшипников при смазке минеральным маслом и водой показывают, что максимальная температура при смазывании водой значительно ниже, чем при смазывании минераль-

В подшипниках с полимерными и вкладышами основным средством отвода тепла из рабочей зоны является смазка, так как стенки вкладыша практически не пропускают тепло в корпус. Подтверждением тому может служить сравнение результатов исследований баббитовых и полимерных подшипников. Ранее было установлено, что для металлических подшипников увеличение температуры подаваемой смазки в подшипник t_{ex} разность температуры Δt между максимальной температурой t_{max} и температурой входа t_{ex} , равной $\Delta t=t_{max}-t_{ex}$ практически не изменяется. Это объясняется очень малым объектом смазки, протекающим через рабочую зону, который равен:

$$Q = 1/2 \cdot V \cdot l \cdot h_{min}$$

где V – скорость скольжения, l – длина подшипника, h_{min} – минимальная толщина смазочного слоя.

Совершенно иная картина наблюдается при увеличении температуры входа смазки в подшипник с полимерным вкладышем. Опы-

тым маслом ($30-35^\circ\text{C}$), а следовательно, вкладыш имеет больший модуль упругости и меньшую податливость.

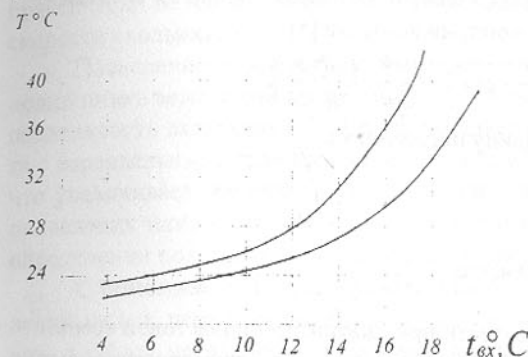


Рис. 4. Зависимость роста температуры в подшипнике от температуры подаваемой воды. Исходные данные: $D=100$ мм; $L=100$ мм; $\psi=0,0025$; 1 – $p=1,7$ МПа, $V=7$ м/с; 2 – $p=1,7$ МПа, $V=5$ м/с.

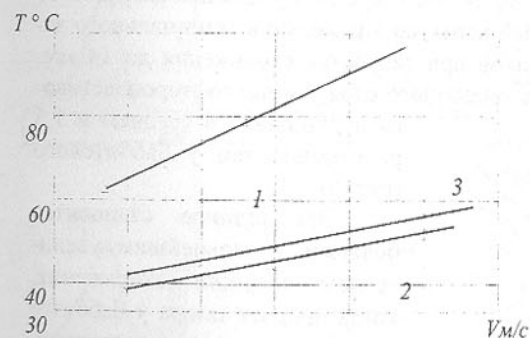


Рис. 5. Зависимость температуры от скорости в подшипнике с капроновым вкладышем $D=100$ мм, $L=100$ мм, $\psi=0,0025$; 1 – $p_{cp}=9,2$ МПа, смазка маслом, 2 – $p_{cp}=9,2$ МПа, 3 – $p_{cp}=12$ МПа, смазка водой, $t_{ex}=18^\circ\text{C}$.

Меньшая температура подшипника и меньшая вязкость воды позволяют работать опорному узлу с самыми малыми относительными диаметральными зазорами (до $\psi=0,0001$).

На рис. 5 показана зависимость предельной несущей способности по критерию «РВ» (произведению давления на скорость), которая равнялась 116 МПа/с при смазке маслом. Дальнейшее увеличение этого значения вызывает лавинообразное накопление тепла с резким ростом температуры и выплыванием вкладыша.

Исследования металлофорпастовых подшипников показали возможность использования их взамен бронзовых и баббитовых с сохранением, а в некоторых случаях и увеличением срока службы в широком диапазоне частот вращения и нагрузок в режиме жидкостного трения.

Небольшая толщина полимерного покрытия ($0,3...0,4$ мм) способствует

хорошему отводу тепла в корпус и окружающую среду, что улучшает эксплуатационные показатели подшипника в сравнении с баббитовым и бронзовым антифрикционным материалом [4].

Известно, что надежность работы подшипников скольжения в режиме гидродинамического трения определяет величина минимальной толщины смазочного слоя (h_{min}), которая зависит не только скорости скольжения, нагрузки и вязкости, но и геометрии контакта [5]

$$h_{min} = C \frac{\mu \cdot V}{p} \cdot \rho = C \cdot \frac{\mu \cdot V}{p} \cdot \left(\frac{R \cdot r}{R - r} \right),$$

где C – поправка на конечную длину подшипника,

μ – вязкость,

V – скорость скольжения,

p – нагрузка,

ρ – приведенный радиус кривизны,

R и r – радиус втулки вала.

Учитывая, что модуль упругости при сжатии фторопластовой композиции на два порядка меньше, чем у баббита, то у металлофторопластовых подшипников в значительно лучшее прилегание трущихся поверхностей в сравнении с металлическими подшипниками.

Сравнительные испытания металлических и металлофторопластовых подшипников с определением зазора и давлений в рабочей зоне в диапазоне скоростей скольжения от 2 до 14 м/с и средних удельных нагрузок от 0,63 до 3 МПа показали сходный характер в изменении минимального зазора у исследуемых подшипников при скоростях скольжения до 14 м/с. Однако, минимальная толщина смазочного слоя у металлофторопластового подшипника в среднем в 1,5 раза выше, чем у баббитового (рис. 6).

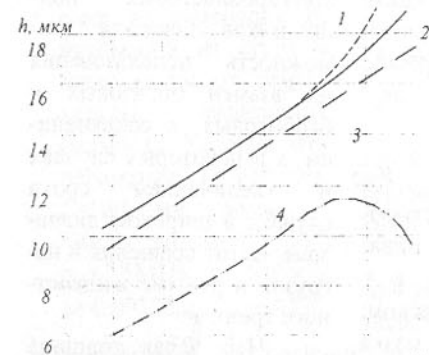


Рис. 6. Зависимость зазора (h_{min}) от скорости скольжения при средней нагрузке p_{cp} : 1 – 0,63 МПа; 2 – 1,8 МПа; 3 – 3 МПа; 4 – 2,5 МПа (по баббиту); $\psi = 0,01$

Эта разница становится большей, с дальнейшим увеличением скорости скольжения, когда прирост зазора у баббитового подшипника приостанавливается, а у металлофторопластового продолжает расти. Данное обстоятельство объясняется лучшей геометрией контакта рабочей зоны подшипника за счет высокой податливости полимерного слоя. Протяженность несущего смазочного слоя (αp) в металлофторопластовом подшипнике в 1,5 – 1,7 раза выше, чем у подшипников с баббитовой за-

ливкой и близка к протяженности рабочей зоны полимерных подшипников. Из-за большей протяженности рабочей зоны изменение нагрузки практически не влияет на величину минимального зазора h_{min} и зависит от скорости скольжения.

Повышение температуры на поверхности трения в рабочей зоне подшипника ведет к снижению модуля упругости материала и увеличивает податливость вкладыша [6]. Это увеличивает протяженность зоны контакта с параллельными границами и минимальной толщины смазочного слоя, что увеличивает температуру в подшипнике и выводит его из строя из-за оплавления или обугливания. В связи с этим возникает необходимость в определении податливости подшипника в зависимости от температуры.

С помощью специально разработанного приспособления для определения малых перемещений были определены податливости для материалов: баббит, металлофторопласт и капролон, которые при температуре $t = 20^\circ\text{C}$ имели значения 0,006 мкм/Н, 0,0071 мкм/Н и 0,0083 мкм/Н [7]. Приняв за основу минимальную податливость для баббита за единицу

($K_1 = 1$) были получены коэффициенты податливости, приведенные к баббиту для металлофторопласта и капролона, которые при $t = 20^\circ\text{C}$ соответственно равнялись $K_2 = 1,18$ и $K_3 = 1,38$.

При температуре $t = 40^\circ\text{C}$ коэффициенты податливости соответственно имели значения $K_2 = 1,25$ и $K_3 = 1,5$, а при $t = 80^\circ\text{C}$ $K_2 = 1,47$ и $K_3 = 1,69$.

На рис. 7 приведены осциллограммы распределения давлений при температуре 40°C (рис. 7а) и 80°C (рис. 7б) для подшипника с капролоновым вкладышем, а на рис. 8 – осциллограммы давлений и толщины смазочного слоя для подшипника с металлофторопластовым вкладышем при тех же рабочих температурах, из которых видно влияние температуры на податливость вкладыша и протяженность рабочей зоны, а также из-

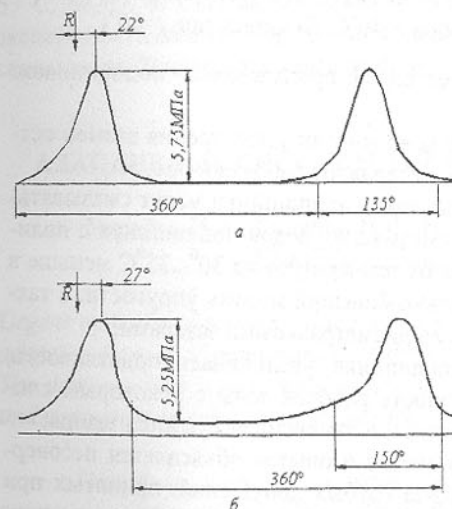


Рис. 7. Осциллограммы распределения гидродинамических давлений в подшипнике с капролоновым вкладышем $D = 100$ мм, $L = 80$ мм, $p_{cp} = 2,5$ МПа, $V = 4$ м/с, $\psi = 0,0025$, смазка – масло «Индустриальное 30»: а) запись при $t = 40^\circ\text{C}$; б) запись при $t = 80^\circ\text{C}$.

менение давления и формы зазора.

Полученные результаты хорошо согласуются с работами [6, 8].

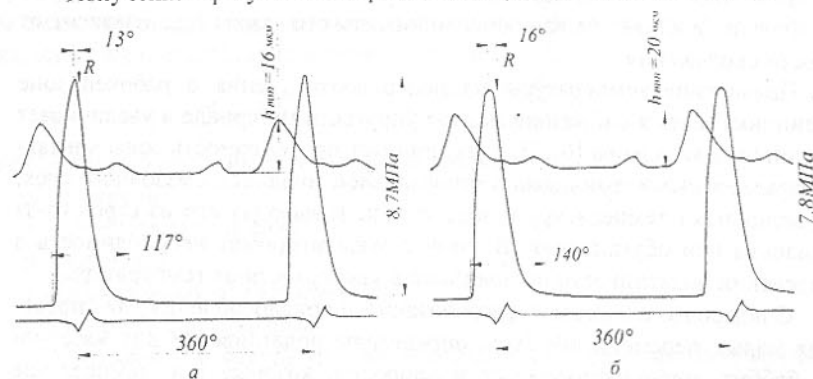


Рис. 8. Осциллограммы распределения гидродинамических давлений и профиля зазора в подшипнике с металлофторопластовым вкладышем $D=100$ мм, $L=100$ мм, $\psi=0,001$, $p_{cp}=3$ МПа, $V=5,3$ м/с, смазка – масло “Индустриальное 30”: а) запись при $t=40^\circ\text{C}$; б) запись при $t=80^\circ\text{C}$.

Испытания полимерных и металлофторопластовых подшипников показали:

- универсальность их использования во многих узлах трения взамен остродефицитных антифрикционных материалов баббита и бронзы;
- нечувствительность к виду смазки, такие подшипники могут смазываться как маслом, так и водой. При смазывании водой подшипники с полимерными вкладышами водой имеют температуру на $30^\circ\text{...}35^\circ\text{C}$ меньше в сравнении с маслом, а следовательно больший модуль упругости, а также позволяют работать с меньшими диаметральными зазорами;
- увеличение температуры в подшипнике увеличивает податливость, обеспечивая большую протяженность рабочей зоны с некоторым снижением гидродинамических давлений и изменением профиля зазора;
- расхождение между данными расчетов и опытов объясняется несовершенством расчетных методик из-за грубых допущений, принятых при их построении. Основное допущение о том, что трибосистема шип-подшипник является квазитвердой. форма и размеры которой сохраняются опровергнуты опытами;
- теория термоупругодинамической смазки (ТУГДС) машин лишена этих недостатков и в настоящее время получила всеобщее признание.

Список литературы: 1. Полимеры в узлах трения машин и приборов: Справочник /Чичинадзе А.В., Левин А.П., Бородулин А.М., Зиновьев

Е.В.; под общ. ред. Чичинадзе А.В. – 2-е изд., перераб. и доп. –Машиностроение, 1988. – 328с. 2. Воронков Б.Д. Подшипники сухого трения. – 2 изд., перераб. и доп. – Л.: Ленингр. отд-ние, 1979. – 224с. 3. Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2-х кн./Под ред. Крагельского Н.В. – М.: Машиностроение, 1978, кн. 1 – 400с., кн. 2 – 358с. 4. Воронцов П.А., Семенов А.П., Кацура А.А. Об изнашивании металлофторопластовых подшипников в гидродинамических опорах скольжения высокооборотных машин / Трение и износ. - т. 12, 1991. - С. 56-62. 5. Розенберг Ю.А. Влияние смазочных масел на долговечность и надежность деталей машин. - М.: Машиностроение, 1970, - 313с. 6. Снеговский Ф.П., Лукашенко В.И. Модуль нормальной упругости в рабочем интервале температур неметаллических подшипников / Трение и износ. - т. 14, № 2, 1993. - С. 328–333. 7. Горкуша А.Е., Гуня А.П., Стебляко В.Г. К оценке влияния податливости вкладыша на протяженность рабочей зоны подшипников скольжения и его режимные параметры//Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сб. научн. тр. – Донецк: ДонГТУ. – 1999.- Вып. 6.- С. 66-69. 8. Снеговский Ф.П., Лукашенко В.И. способы и устройства экспериментального определения рабочих параметров подшипников скольжения//Вестник машиностроения. - 1993. № 2. - С. 13 – 15.

АДАПТИВНЫЕ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ СТАНКОВ С ЧПУ

Горобец И.А., Голубов Н.В., Болтян А.В., Огинский А.Г.

(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Urgent task of a machine-building complex is the development and creation of adaptive devices of management of the equipment with program management. The device, which is developed, allows conduct under continuous measurement and correction of submission of the tool.

Одной из актуальных задач современного машиностроительного комплекса является разработка и создание адаптивных устройств управления оборудованием с ЧПУ. Это позволяет не только повысить стойкость режущего инструмента в 2-3 раза [1], но и снизить динамическую нагруженность, повысить производительность станков с ЧПУ за счет использования рациональных режимов резания. При этом адаптивное устройство управления должно учитывать состояние технологической системы, характер процесса обработки и другие входные параметры, влияющие на выбор режимов резания механической обработки.

Однако, поскольку на процесс обработки заготовки оказывают

влияние множество изменяющихся факторов, то заранее затруднительно ввести в программу обработки заготовки рациональные режимы резания. Для непрерывного управления режимами резания в процессе механической обработки заготовки на станке с ЧПУ предлагается следующая функциональная схема адаптивного устройства управления (АУУ) (рис. 1). АУУ работает следующим образом. Сенсор устройства С осуществляет сбор информации о параметрах процесса резания. Далее системой контроля СК производится оценка полученной информации и выявление отклонений от исходных данных, а система диагностики СД – определение при-

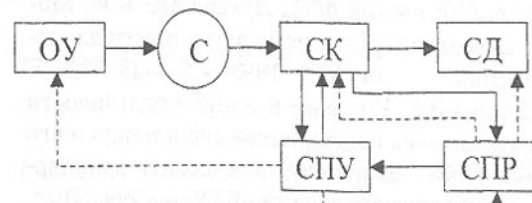


Рис.1. Функциональная схема АУУ

ОУ - объект управления; С - сенсор; СК - система контроля; СД - система диагностики; СПУ - система принятия решений; СПР - система корректирующего воздействия.

Важной задачей АУУ является определение мгновенных усилий резания при обработке заготовки.

Изменение силы резания при равенстве прочих параметров определим как

$$\Delta P = f(\Delta z; \Delta HVB)$$

где Δz - колебание припуска заготовки;

ΔHVB - колебания твердости поверхности заготовки.

Из приведенных двух факторов наибольшее влияние на изменение силы резания оказывает колебание припуска. Наибольшую актуальность этот вопрос имеет при черновом обработке заготовки на токарных станках с ЧПУ.

Авторами исследовалась величина и закон распределения плотности вероятности общего припуска для штампованных заготовок. Так, для заготовок типа седло отопительного котла был установлен общий припуск и характер его изменения. При этом количество замеров определялось из выражения [2]

$$P = 2 \cdot \Phi(t)$$

$$\varepsilon = t \cdot \bar{\sigma} \cdot n^{-0,5}$$

где P - доверительная вероятность; $\Phi(t)$ - интегральная функция Лапласа; $\bar{\sigma}$ - оценка среднеквадратичного отклонения результатов измерений; ε -

максимальное отклонение выборочного среднего от среднего генерально-го; n - число заготовок.

Проверка гипотезы о распределении плотности вероятности припуска осуществлялась с помощью критерия Пирсона. При этом расчетное значение критерия не превосходило табличный при уровне значимости $\alpha = 0,05$

$$\chi^2_p = 8,825 < [\chi^2_{табл}] = 9,488$$

Таким образом с вероятностью 0,95 можно принимать Гауссовский закон распределения плотности вероятности случайной величины общего припуска на штампованную заготовку. Следовательно, сила резания при черновом точении таких заготовок будет также случайной величиной распределенной по случайному закону.

Принимаем величину силы резания в качестве информационной характеристики АУУ. При этом, для обеспечения максимальной производительности станка, используем адаптивное устройство предварительного регулирования - систему, в которой выполняется условие

$$\begin{cases} P_z \rightarrow P_{z \max} \\ P_z < [P_z] \end{cases}$$

где $[P_z]$ - предельно допустимая сила резания P_z .

Учитывая рекомендации [1] в качестве управляемой величины целесообразно принять продольную подачу. Тогда закон изменения продольной подачи s

$$s = \{C_v^{-1} \cdot P_z \cdot t^{-x} \cdot v^{-n}\}^{1/y}, \quad s = \{C_v^a \cdot P_z \cdot t^b \cdot v^m\}^d$$

где C_v - постоянная скорости резания; t - глубина резания; v - скорость резания; a, x, n, d, y, m - показатели степени

При $P_z \rightarrow \text{const}$ получим $s = C_p f(t)$,

где $C_p = [P_z / C_v v^n]^d$.

Влияние изменения подачи на качество обработанной поверхности учтем введя ограничения

$$s < [s],$$

где $[s]$ - предельная подача режущего инструмента допускаемая требованиями по качеству обработанной поверхности.

Поскольку в адаптивном устройстве управления целесообразно учитывать мгновенную величину сил резания, то в качестве сенсорного устройства используем специальный тензометрический преобразователь, выполненный в виде втулки, рис. 2, на поверхностях которого закреплены тензорезисторы, соединенные в соответствии со схемой, рис. 3.

В предлагаемой конструкции сенсорные устройства служат опорами подшипникам вала инструментальной револьверной головки токарного с

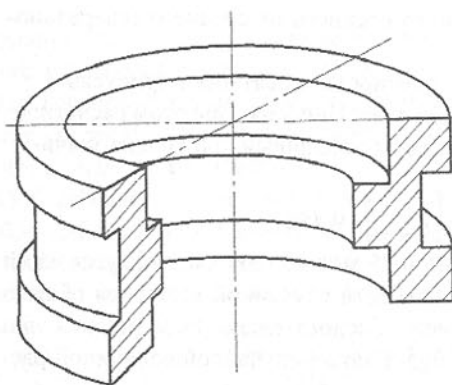


Рис.2. Схема конструкции тензометрического устройства

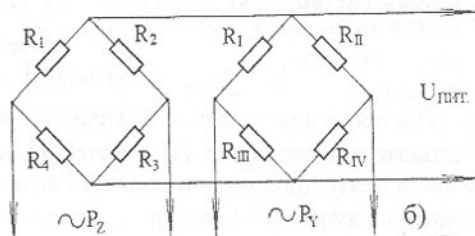
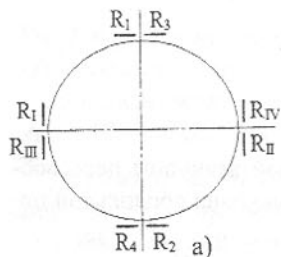


Рис.3. Схема расположения тензорезисторов (а) и их подсоединения (б).

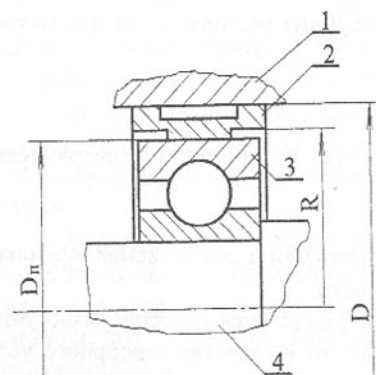


Рис. 4. Расчетная схема тензометрического устройства: 1 – корпус; 2 – тензометрическое кольцо; 3 – подшипник; 4 – вал

ЧПУ станка.

Конструктивные параметры тензометрического устройства (рис. 4) позволяющие производить измерение усилий определяются нелинейной зависимостью

$$\pi \delta^3 + 2 \pi R \delta^2 + \pi R \delta^2 + W_u = 0,$$

где δ - толщина стенки втулки;
 R - расчетный радиус кольца;
 W_u - момент сопротивления изгибу.

$$\text{Но } W_u = 0,1 D^3 (1 - a^4),$$

$$a = d/D,$$

где D, d - наибольший и средний диаметры проточек измерительного кольца.

С другой стороны

$$W_u = M_u / [\sigma]_u$$

где M_u - изгибающий момент в сечении измерения кольца;

$[\sigma]_u$ - допускаемое по чувствительности тензорезисторов напряжение изгиба.

Решив нелинейное уравнение третьей степени определим значение конструктивного параметра δ .

Так, для станка модели 16К20Ф3 при использовании подшипника №46215 ГОСТ 831-54 величина δ втул-

ки из стали 30ХГСА ГОСТ 4543-74 составляет 2мм.

Таким образом, разработанная методика позволяет, учитывая действительные мгновенные значения сил резания, повысить производительность станков с ЧПУ за счет использования рациональных режимов резания и рассчитать конструктивные параметры тензометрических устройств управления параметрами режимов резания станка.

Список литературы: 1. Стариков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством. – М.: Машиностроение, 1989. – 296с. 2. Нелинейная корреляция и регрессия / С.Н. Воловельская, А.И. Жилин, С.А. Кулиш, В.Б. Сивый – К.: Техніка, 1971. – 216с. 3. Венцель Е.С., Овчаров Л.А. Прикладные задачи теории вероятности – М.: Радио и связь, 1983. – 416с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИСПОЛНИТЕЛЬНОГО МЕХАНИЗМА АДАПТИВНОЙ ДВИЖИТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ ОЧИСТНОГО КОМБАЙНА

Горобец И.А., Деркач А.В., Хорхордин А.В., Недосекин В.Б.,
 Воронцова А.С. (ДонГТУ, Донецк, Украина)

In the article the schematics on perfecting a construction of a clearing combine are represented. The circuit of an adaptive propulsion system and mathematical model of a hydraulic part of this system is represented.

В настоящее время в качестве движителя системы перемещения современных очистных комбайнов используется колесно-реечная передача. Однако тяжелые условия работы очистного комбайна (эксплуатационные факторы - Ω), неизбежные погрешности изготовления зубчатой рейки, принятая геометрия зубьев движителя (технологические факторы - T) обуславливают появление значительных знакопеременных радиальных усилий зацепления, снижающих мгновенное значение КПД передачи (с 0,93 до 0,30) [1] и, как следствие, производительность комбайна.

Результатами теоретических и специальных тензометрических экспериментальных исследований [1,2] установлен характер изменения радиального усилия движителя механизма перемещения очистного комбайна (на примере очистных комбайнов типа КА и КА-80), (рис. 1). Увеличение межцентрового расстояния движителя приводит к снижению продолжительности действия и величины радиального выталкивающего усилия в зацеплении. Для максимального межцентрового расстояния $A_{\max}$, при увели-

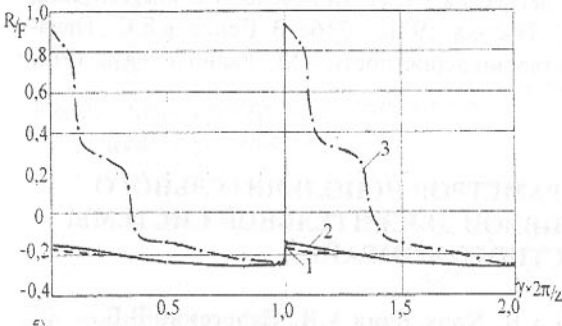


Рис. 1. Изменения радиального усилия в зацеплении: а) при номинальном межцентровом расстоянии; б) при максимальном межцентровом расстоянии A_w и шаге зубьев рейки P_p ; 1) минимальном; 2) номинальном; 3) максимальном.

ким, а изменяющимся значением A_w колеса и рейки - т.е. - адаптивную движительную систему (АДС) очистного комбайна. Таким образом:

$$A_w = f(\Omega; T) = \text{var} \quad (1)$$

АДС состоит из приводного зубчатого колеса 1, зубчатой рейки 2, датчика контроля величины КПД движителя 3, микропроцессорного устройства управления 4 и исполнительного механизма 5 опорно-двигательной системы очистного комбайна (рис. 2).

Одной из важных функций исполнительного механизма опорной системы АДС является изменение по команде микропроцессорного устройства межцентрового расстояния A_w в зависимости от величины радиального усилия (например), изменяющего КПД передачи. В качестве исполнительного механизма АДС, учитывая значительный вес комбайна, динамическую нагруженность опорной системы, целесообразно использовать гидроцилиндр. Кроме этого важным условием эффективности работы АДС является своевременная отработка исполнительным механизмом сигналов

ченным шаге P_p продолжительность радиально-го выталкивающего усилия составляет 32% общей продолжительности цикла зацепления, а его максимальная величина достигает 96% значения F . При номинальном и уменьшенном P_p в зацеплении зубьев движителя безцепной системе перемещения БСП имеет место только затягивающее усилие, величина которого достигает 30% значения тяговое усилие F .

Для уменьшения и компенсации степени влияния эксплуатационных и технологических факторов на параметры процесса зацепления целесообразно использовать движительную систему комбайна с нежест-

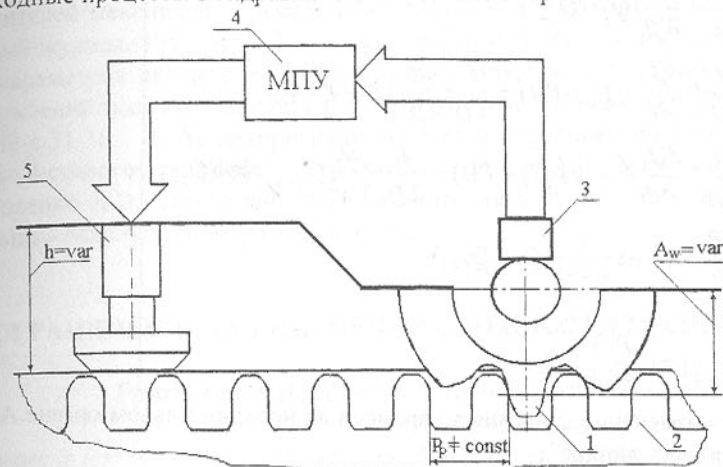
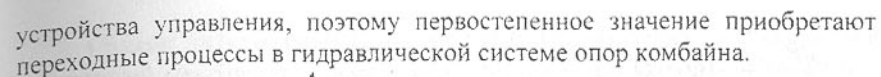


Рис. 2. Функциональная схема АДС.

Для прогнозирования параметров переходных процессов, необходимых демпфирующих свойств гидросистемы, ее конструктивных параметров разработаем математическую модель, описывающую согласованное взаимодействие систем комбайна: электрической, механической, гидравлической. Объединение моделей, описывающих указанные системы, осуществим на основе энергетического баланса, учитывающего трансформацию энергии в различные формы: электрическую в механическую, либо в энергию движения жидкости. Учитывая принятую структуру АДС, ключевое значение имеет адекватность модели гидравлической системы.

Гидравлическая система содержит: гидроцилиндры опорно-двигательной системы комбайна (исполнительные органы), гидроаккумулятор - источник постоянной составляющей давления в гидросистеме, гидравлическую арматуру, соединяющую между собой элементы системы, сервисные устройства. В соответствии с выбранной структурой математическая модель должна описывать динамические процессы в узловых точках системы с учетом воздействия внешних возмущений (передающихся на шток гидроцилиндра), управляющих воздействий и демпфирующих свойств гидроаккумулятора. Разобьем трубопровод на M секций с идентичными условиями течения жидкости и сходными конструктивными параметрами, что позволит достаточно точно определять режимные параметры в узловых точках.

Предлагаемая математическая модель гидравлической системы будет иметь вид:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dP}{dt} &= \frac{1}{W\beta} (Q_i - Q_{i+1}) \\ \frac{\rho L}{2A} * \frac{dQ_i}{dt} &= P_i + P(t) - \frac{L}{2D_i} \frac{\rho \lambda}{2A^2} Q_i^2 \operatorname{sign}(Q_i) \\ \frac{\rho L}{2A} * \frac{dQ_{i+1}}{dt} &= -P_{i+1} + P(t) - \frac{L}{2D_i} \frac{\rho \lambda}{2A^2} Q_{i+1}^2 \operatorname{sign}(Q_{i+1}) \\ \frac{dP}{dt} &= k * K_s \frac{1}{V^{k+1}} (Q_i - Q_{i+1}) \\ \frac{1}{V^{k+1}} &= \left(\frac{P}{K_s} \right)^{\frac{k+1}{k}} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где: $P(t)$ - изменение давления во времени на исполнительном органе АДС (гидроцилиндре);

P - давление газа в гидроаккумуляторе;

P_i - давление жидкости на i -том участке гидросистемы;

Q_i - расход жидкости через i -тое сечение трубопровода;

β - модуль объемного сжатия рабочей жидкости;

λ - коэффициент потерь по длине (местные потери приводятся к потерям по длине через эквивалентную длину трубопровода);

ρ - плотность рабочей жидкости;

D_i - диаметр i -того участка трубопровода;

L_i - длина i -того участка трубопровода;

A_i - площадь сечения i -того участка трубопровода;

V - объем газовой полости гидроаккумулятора;

W_i - объем жидкости i -того участка трубопровода.

Первое уравнение системы (1) учитывает сжимаемость жидкости. Это свойство, как установлено исследованиями [3], оказывает существенное влияние при больших длинах участков трубопровода. Второе и третье уравнения описывают течение жидкости на участке между i и $i+1$ -ой точкой трубопровода. Четвертое и пятое уравнения учитывают влияние гидроаккумулятора на динамические процессы в системе.

Результаты моделирования по тестовому примеру [3] показали высокую эффективность демпфирования при использовании предложенной схемы гидравлической системы.

Таким образом, использование разработанной схемы конструкции АДС с рационально выбранными параметрами гидравлической системы позволит снизить радиальное усилие в зацеплении, повысить КПД двигателя и производительность очистного комбайна.

Список литературы: 1. Горобец И.А. Оптимизация профиля зубьев движителей механизма перемещения очистных комбайнов. // Изв. Вуз. Горный журнал.-1992-№5-с.77-81. 2. Горобец И.А. Результаты исследования параметров движителей БСП очистных комбайнов. // Разработка месторождений полезных ископаемых: Респ. Межвед. Научн-техн. Сб.-1991, Вып88-с.31-36. 3. Моделирование устройства уравнивания валков толстолистного стана 3000 / Горелик В.С., Деркач А.В., Хорхордин А.В., Горковенко А.В., Недосекин В.Б. // Защита металлургических машин от поломок.- Мариуполь, 1999. - Вып 4. - С.

ОГРАНИЧЕНИЕ КОГНИТИВНОЙ СЛОЖНОСТИ МОДЕЛЕЙ

Григорьев А.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The work is last in a series of the articles, devoted cognitive complexity of models. Were developed earlier: 1) technique of testing of the users CAD for delimitation allowable cognitive complexity representation of models; 2) methods of construction of a formal measure for an estimation cognitive complexity of models. The article contains the description of a method reduction of the formal description of models to the form, appropriate to required restrictions on allowable cognitive complexity of models. The offered method can be described as the decision of a modified classical problem on a bag.

Введение

Задача оценки и ограничения когнитивной сложности (КС) моделей имеет ряд известных решений, например [1, 2, 3, 4, 5]. К недостаткам этих решений можно отнести: 1) Отсутствие унификации концептуальной модели предметной области (КМПО), положенной в основу представления моделей; 2) Выражение КС моделей посредством корреляции с набором отдельных показателей структурной сложности моделей, без учета положений многочисленных теорий сложности моделей [6, 7, 8, 9, 10, 11]; 3) Отсутствие методов автоматического приведения моделей к форме, имеющей допустимый уровень КС. Для преодоления указанных недостатков автором предложены следующие решения:

1) Унифицированная КМПО [12], ориентированная на многоуровневое представление моделей в САПР, являющаяся обобщением ряда известных КМПО;

2) Методика тестирования пользователей и метод определения шкалы и допустимых границ абсолютной КС прототипов, специфичных для пользователей САПР;

3) Новая мера сложности моделей, являющаяся обобщением известных способов оценки сложности и разработанная в соответствии с особенностями предложенной унифицированной КМПО;

4) Методика представления полученной меры сложности как меры КС на основе оценок абсолютной КС ряда прототипов-примеров, полученных тестированием пользователей.

Построенная таким образом мера КС обеспечивает оценку КС моделей в инструментальной оболочке (ИО) для построения интеллектуальных САПР, исходя из результатов тестирования пользователя (группы). Наличие перечисленных решений позволяет перейти к разрешению задачи автоматического приведения моделей к форме, имеющей допустимый уровень КС. Актуальность данной задачи вытекает из необходимости повышения эффективности процессов работы со знаниями в ИО для построения интеллектуальных САПР. Задача преобразования моделей к форме, обеспечивающей допустимую когнитивную сложность, возникает в следующих случаях:

1) В процессе создания базы знаний о методике проектирования для некоторого класса сложных технических объектов, путем обучения на малом числе примеров (трубопроводов, микропроцессорных систем и т.п.). В этом случае в качестве примера рассматривается некоторый апробированный на практике технический проект (прототип). Прототип, как правило, задан на языке представления, свойственном данной предметной области (чертеж трубопровода, принципиальная схема). Используя адаптированный интерфейс ИО [13] модель из исходной формы представления преобразуется во внутренний формат оболочки. Форма представления модели в таком случае, как правило, предполагает первоначально одноуровневое "необозримое" описание. КС такой модели превышает возможные уровни восприятия человеком (чертеж фрагмента схемы трубопроводов теплоэлектростанции размером 1,5м×1м). Для обеспечения возможности контроля экспертом создаваемой базы знаний и ограничения КС процесса синтеза моделей все вводимые модели должны иметь "обозримое" представление. Следовательно, каждая модель должна быть преобразована к виду, имеющему доступный уровень КС.

2) При генерации (изобретении) гипотез о структуре новых технических решений. В этом случае в качестве одного из семантических ограничений, налагаемых на полученные модели-гипотезы, может использоваться оценка на допустимый уровень КС. Модель-гипотеза, превышающая допустимый уровень КС, должна быть либо отбракована, либо преобразована к виду, имеющему доступный уровень КС.

3) При вводе пользователем модели-прототипа или модели-гипотезы в базу данных САПР либо путем прямого ввода в диалоговом (пакетном)

режиме, либо путем редактирования ранее введенной модели.

1. Краткая характеристика метода построения меры КС

Работа является последней в серии статей, посвященных когнитивной сложности моделей. Ранее были разработаны: 1) методика тестирования пользователей САПР для определения шкалы абсолютной КС моделей и границ допустимой КС представления моделей [14]; 2) метод построения формальной меры для оценки когнитивной сложности моделей [15]. Метод построения формальной меры для оценки когнитивной сложности моделей кратко может быть охарактеризован так. Упорядочивание по сложности совокупности отношений, в пределах отдельно взятого формального описания прототипа, выполняется с помощью модифицированного метода диаграмм Хассе [8].

Кратко изложим суть метода. Пусть дана некоторая замкнутая ограниченная модель внутренней среды прототипа P , представленная множеством экземпляров отношений различных уровней общности. Данные отношения представлены таблично и могут быть упорядочены по взаимному включению в соответствии со шкалой $Ш_1$. Вес несравнимых слов задан системой неизвестных коэффициентов:

$$M = \{M_i^m\}_{i=1, \overline{Im}}^{m=1, \overline{W}}.$$

Здесь: W - число уровней типов отношений, имеющих место в прототипе; m - номер уровня иерархии отношений; i - номер отношения в пределах уровня; Im - число отношений на уровне. Общее число отношений в диаграмме обозначается как I . Структурная сложность S_l для объекта-прототипа $P_l, l = \overline{1, Np}$ может быть вычислена по формуле:

$$S_l = S_1^W \text{ для } \forall l: l = \overline{1, Np}.$$

Здесь: $m = W$ - номер верхнего уровня иерархии отношений, $i = 1$ - номер единственного отношения верхнего уровня; S_1^W - сложность прототипа, представленного как замкнутая среда. Сложность прототипа определяется по рекуррентному соотношению:

$$S_i^m = M_i^m \cdot \sum_{j=1}^{K_i^{m-1}} S_j^{m-1}, \quad i = \overline{1, I_i^m}.$$

Тут: i - номер узла m -го уровня; j - номер составляющего отношения в узле; K_i^{m-1} - число отношений в узле. Всякий узел содержит структуру Nil . При этом для базового 1-го уровня (значений свойств) выполняется $S_j^1 = 1; \forall j$. Пример состава отношений приведен на рис. 1. Построение меры КС проводится по следующей методике.

Пусть дано:

1) $A = \{A_i\}_{i=1, N_p}$ - совокупность оценок абсолютной КС по шкале $Ш_a$ для ряда прототипов $P_0 = \{P_i\}_{i=1, N_p}$, полученные путем тестирования пользователей; данные оценки должны отражать сложность восприятия, проектирования и контроля моделирования моделей объектов;

2) Мера структурной сложности с неизвестными весовыми коэффициентами M_i^m .

Расчет коэффициентов меры КС производится по набору весов КС ряда тестовых примеров. Конкретный метод решения задачи построения абсолютной КС для произвольных прототипов зависит от числа примеров в наборе тестов.

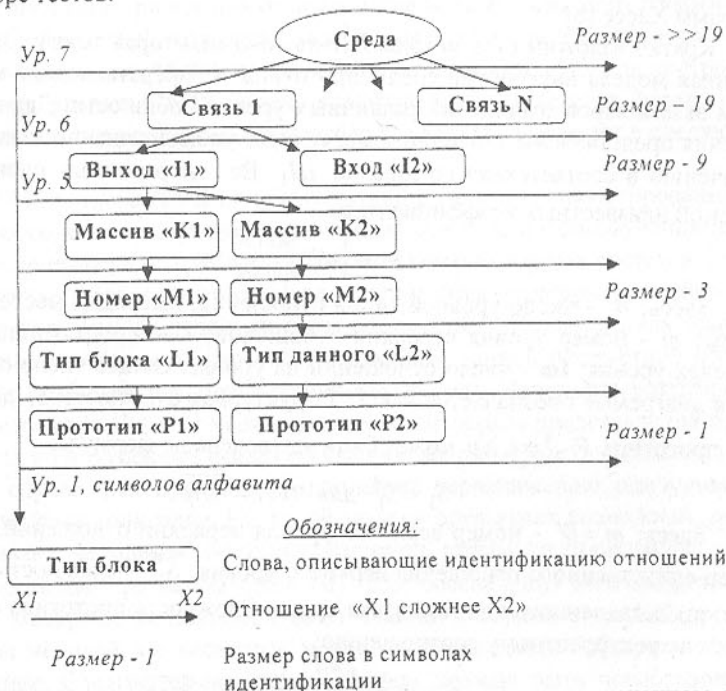


Рис. 1. Пример построения меры сложности на упрощенном описании внутренней среды блока-прототипа.

2 Общая постановка задачи ограничения КС моделей

Пусть дано:

1) Некоторая замкнутая ограниченная модель внутренней среды прототипа P , представленная множеством экземпляров отношений различных уровней общности. В данное множество отношений входит, в частности:

- Свойство как совокупность значений $D_i = \{d_{it}\}_{t=1, N}$, где: d_{it} - идентификаторы значений свойства D_i ;

- Подблоки данного блока-прототипа $B_i \in B = \{B_{it}\}_i$, где: B_{it} - идентификатор подблока B_i , входящего в среду; t - номер в составе множества блоков B , входящих в среду; B_1 - внутренняя граница блока прототипа;

- Принадлежность свойства D_i границе B_i^e блока B_i , заданное как отношение: $V_{it} = (B_i^e, D_i)$;

- Граница блока внешняя (внутренняя) как множество отношений принадлежности свойств подблоку B_i среды S : $B_i^e = \{V_{it}\}_i$ ($B_i^v = \{V_{it}^v\}_i$);

- Связь s_i , т.е. причинно-следственное отношение или отношение эквивалентности значений, определенное над парой отношений принадлежности свойств границам блоков: $s_i = (V_{ik}, V_{ip})$;

- Среда S , т.е. множество причинно-следственных связей, определенных над множеством подблоков, входящих в среду: $S = \{s_i\}_{i=1, N}$.

Примечание. Все перечисленные отношения принадлежат иерархии: А) Уровней их агрегации, что задается совокупностью имен в цепочке идентификации типа блоков и типов свойств; Б) Уровней их принадлежности к вышележащим структурным единицам, что задается совокупностью имен в цепочке идентификации вхождений.

2) Мера абсолютной КСП (АКСП), включающая:

- Собственно меру АКСП, определенную над множеством отношений;

- Интервал допустимой КСП $\mathcal{E}_1 \leq KCP \leq \mathcal{E}_2$, где $\mathcal{E}_1$ и $\mathcal{E}_2$ - точная нижняя и точная верхняя грань предельно допустимой КСП для данной предметной области, выбранного языка описания и конкретного пользователя (группы пользователей);

- N - возможная степень превышения КСП U , обеспечивающая безошибочную работу оператора [4].

Получить: новую форму представления структуры модели P , входящей в интервал допустимой КСП.

Процесс упрощения модели, заданной в такой форме представления, предполагает два последовательно выполняемых действия:

1) Упрощение модели за счет выявления в ее составе фрагментов, составляющих структуру известных решений, хранящихся в базе данных системы и изначально имеющих допустимую КС, с последующей заменой фрагмента соответствующим идентифицированным решением.

2) В случае, если после «действия 1» для оставшихся фрагментов модели нет известного решения, следует выполнить упрощение прототипа автоматически или с участием пользователя, ориентируясь на доступный уровень КС моделей.

Целью данной работы является определение алгоритма выполнения второго из двух вышеописанных действий.

3 Алгоритм решения задачи

Предлагается следующий алгоритм обеспечения допустимой КС представления моделей. Суть алгоритма состоит в изменении структуры модели путем перемещения части подблоков прототипа во вновь создаваемые подблоки с целью снижения общей КС модели до уровня, не превышающего заданной предельной верхней границы КС. Для любого «не присоединенного» подблока будем определять дополнительно такие свойства:

- «ценность», исходя из критерия близости, определяющего меру КС его общей части с ранее выбранным набором подблоков;
- «вес», исходя из КС части подблока, отличной от ранее выбранного набора подблоков.

Критерий близости блоков есть функция, производная от числа эквивалентных отношений различных уровней иерархии. Структура критерия определяется составом и весом отношений, определенных на этапе построения меры КС. В частности, состав эквивалентных отношений может характеризоваться количеством: K_S - связей по свойствам; K_I - имен в цепочке идентификации типа блока; K_d - наименования и типов свойств; K_z - значений свойств, заданных в порядке взаимного включения типов свойств (время, пространство, "обычные" свойства).

В этом случае критерий близости приобретет вид:

$$B = \sum_{i=1}^N K_i \cdot W_i$$

Тут: W_i - известные веса когнитивной сложности различных типов отношений. Исходя из данного критерия, может формироваться множество оценок близости для блоков, имеющих в среде. Блок, имеющий наибольшую по величине меру близости с «пополняемым» блоком, объединяется с ним в единый логический блок.

Т.о. решается оптимизационная задача, близкая по своей постановке к классической задаче о рюкзаке [16]. Отличие предлагаемой постановки задачи от классической заключается в динамически изменяемых ценности и весов предметов, складываемых в рюкзак.

Описание алгоритма.

1) Проверка исходной схемы P на предельно допустимую КС. Если

условие $\mathcal{E}_5 \leq KCr \leq \mathcal{E}_2$ не выполняется, то переходим на пункт 2, иначе – на конец алгоритма, пункт 12.

2) Формирование пустого списка S_n , предназначенного для внесения в него извлекаемых из тела прототипа P подблоков.

3) Формирование на базе S_n нового «пустого» блока-аккумулятора Π , имеющего пустой список свойств, составляющих внешнюю и внутреннюю его границу и внесение его в B .

4) Формирование списка запрещенных блоков S_z , внесение в него внутренней границы прототипа блока B_I и блока-аккумулятора Π ;

5) Выбор из множества B набора блоков $\{B_s\}$, такого, что верно

$$\forall B_s \in B \setminus S_z$$

и выполняется условие максимальной близости B_s со списком S_n по критерию

$$K(B_S \cap S_n) = \max_{B_I \in B} K(B_I \cap S_n), \quad (1)$$

где: $\cap$ - операция определения общего подмножества отношений.

Если имеет место множество $\{B_s\}$, для которых выполняется (1), например на первом шаге алгоритма, когда список Π пуст, то выполняется переход на пункт 6, иначе на пункт 8.

6) Выбор из множества $\{B_s\}$, для которых выполняется (1), блока B_s , для которого степень уменьшения КС блока B , получаемая за счет удаления блока B_s максимальная среди всех B_i , принадлежащих B , т.е.

$$K(B \setminus B_s) = \max_{B_i \in B} K(B \setminus B_i),$$

где: $\setminus$ - операция удаления общего подмножества отношений.

При этом:

- степень увеличения КС блока Π за счет блока B_s максимальная среди всех B_i , принадлежащих B

$$K(B_S \cup \Pi) = \max_{B_i \in B} K(B_i \cup \Pi);$$

- критерий близости B_s с блоком Π имеет максимальный вес

$$K(B_S \cap \Pi) = \max_{B_i \in B} K(B_i \cap \Pi);$$

- критерий близости B_s со списком B имеет максимальный вес

$$K(B_S \cap (B \setminus B_s)) = \max_{B_i \in B} K(B_i \cap (B \setminus B_i)).$$

6) Внесение блока B_s в состав списка S_n .

7) Формирование на базе S_n нового блока-аккумулятора Π , имеющего список свойств, составляющих внешнюю и внутреннюю его границу, и

внесение его в B ; при этом:

- формируется связи данного блока B_s с подблоками блока P ;
- внутренняя и внешняя граница блока P пополняется свойствами, посредством которых блок B_s связан с внешней средой;

8) Изменение состава блоков и связей исходного прототипа P с учетом удаления из его состава найденного блока B_s и включения связей с новым блоком P ;

9) Если $S_2=P$ то новый блок P есть искомым и далее переход на конец алгоритма - пункт 12;

10) Оценка на КС нового блока P : если условие $\mathcal{E}_3 \leq KCP \leq \mathcal{E}_2$ выполняется, то идти на выбор следующего вторичного блока - пункт 5, иначе - на пункт 11;

11) Т.к. выбранный нами новый подблок для P превысил необходимый уровень ($\mathcal{E}_3 < KCP$), то выполняется:

- возврат на предыдущий вариант S_n и соответствующему ему виду P и P ;

- внесение блока B_s в список запрещенных блоков S_2 ;
- переход на выбор следующего вторичного блока - пункт 5;

12) Формирование нового «пустого» блока P , имеющего пустой список подблоков и свойств, составляющих внешнюю и внутреннюю его границу, и внесение его в B .

Выводы

Статья содержит описание метода приведения формального описания моделей к форме, соответствующей требуемым ограничениям на допустимую когнитивную сложность представления моделей. Предлагаемый метод может быть охарактеризован как направленный на решение модифицированной классической задачи о рюкзаке. Эффективность метода определяется повышением качества выполнения стандартных функций моделей, например таких: компактное и наглядное описание системы в целом, оценка правильности представления о системе, получение оценок состояния и механизмов функционирования системы и т.д. Среди мер оценки качества систем с базами знаний улучшают свои показатели такие меры: 1) Устойчивость базы знаний, т.к. количество правил в модуле знаний, связанном с данным блоком, косвенно ограничено "когнитивными" критериями, ограничивающими сложность прототипов; 2. Быстродействие системы представления и обработки знаний, например, при синтезе решений в диалогом режиме сложность вопросов, задаваемых пользователю об особенностях требуемого решения, соответствуют степени компетентности пользователя, что приводит к снижению среднего времени между ответами пользователя. Предлагаемый метод программно реализован средствами DELPHI и соответствующий модуль включен в состав инструментальной

оболочки для построения интеллектуальных САПР. Апробация метода проводилась на примере формальных моделей принципиальных схем микропроцессорных систем.

Список литературы: 1. Павлов В.В. Системы человек - машина: проблемы и синтез. К.: Вища школа. Головное издательство. 1987. - 55 с. 2. Кочетенко Е.М. Побудова та алгоритми внутрішньо-комп'ютерної системи знань про людину-оператора в рамках концепції адаптивного комп'ютера. Сб. трудов первой межд. н.-п. конф. по программированию УкрПРОГ'98. К., 1998. - С. 487-492. 3. Росс. Д. Структурный анализ (SA): язык для передачи понимания. //Требования и спецификации в разработке программ. - М.: Мир, 1984. - С. 240-284. 4. Шиян А.А. Типы людей и их взаимодействие с компьютером. Сборник трудов первой межд. н.-п. конф. по программированию УкрПРОГ'98. К., 1998. - С.482-486. 5. Балашов К.В. Когнитивная сложность систем взаимодействующих процессов. Сб. научных трудов конференции по искусственному интеллекту «КИИ-94». Рыбинск. - 1994. Том 1, С. 154-158. 6. Касти Дж. Большие системы: связность, сложность и катастрофы: Пер. с англ. - М.:Мир, 1982. 7. Первозванский А.А., Гайцгори В.Г. Декомпозиция, агрегирование и приближенная оптимизация, 1979. - 344 с. 8. Солодовников В.В., Тумаркин В.И. Теория сложности и проектирование систем управления. - М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1990. - 186 с. 9. Норенков И.П. Разработка систем автоматизации проектирования. М.: МГТУ им. Э.Н.Баумана, 1994. - 207 с. 10. Бургин М.С. Меры сложности в аксиоматической теории алгоритмов. //Методы проектирования интеллектуальных прикладных программных систем. К.: ИК, 1992. - С. 60-67. 11. Коваль Л.В., Коваль Ю.В. Методы упорядочивания термов в задачах пополнения. // Там же. - С. 67-78. 12. Григорьев А.В. О построении унифицированной концептуальной модели предметной области. Сборник трудов шестой межд. конф. «Знания - диалог - решения». Ялта, 1997. - Том.1., С. 427-434. 13. Григорьев А.В., Бондаренко А.В., Шойхеденко А.В. Интерфейс табличного процессора EXCEL и специализированной оболочки для синтеза интеллектуальных САПР и АСНИ. В кн. Информатика, кибернетика и вычислительная техника (ИКВТ-97). Сборник трудов ДонГТУ, Выпуск 1. Донецк: ДонГТУ, 1997. С. 229-238. 14. Григорьев А.В. Методика тестирования для определения когнитивной сложности моделей различных предметных областей. Научные труды Донецкого государственного технического университета Серия: Информатика, кибернетика и вычислительная техника, (ИКВТ-99) выпуск 6: - Донецк, ДонГТУ, 1999. - С. 246-251. 15. Григорьев А.В. Оценка когнитивной сложности моделей. Научные труды Донецкого государственного технического университета Серия: Информатика, кибернетика и вычислительная техника, (ИКВТ-99) выпуск 6: - До-

нецк, ДонГТУ, 1999. - С. 252-259. 16. Ху Т. Целочисленное программирование и потоки в сетях. М.: Мир, 1974. - с. 520.

ТЕМПЕРАТУРА ПОВЕРХНОСТИ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ НЕПОДВИЖНОГО ОБРАЗЦА ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ

Гринев А.А., Матюха П.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In the article the formula for calculation of cut surface temperature at grinding of a stationary specimen by elastic setup is offered. The influence of graininess of diamonds on cut surface is investigated.

Повышение эксплуатационных свойств деталей и механизмов в значительной мере предопределено качеством поверхностного слоя деталей, полученным на финишной операции, какой в частности является шлифование. Физико-механические свойства поверхностного слоя в основном же предопределены тепловыми процессами, сопровождающими шлифование. В связи с этим температура резания – является важным критерием при определении режимов алмазного шлифования, в том числе и при алмазном шлифовании с управляющими воздействиями на параметры рабочей поверхности круга с целью стабилизации выходных технологических показателей.

Рассмотрим расчет температуры на поверхности резания при шлифовании неподвижного образца. В процессе обработки шлифовальный круг 1 вращается с постоянной скоростью V_k , а к его поверхности, с постоянной силой P_n , поджимается образец 2 размерами $B \times H$ (рис. 1, а).

Решать задачу будем при помощи метода источников, воспользовавшись фундаментальным решением общего уравнения теплопроводности [1]

$$T(x, y, z, t) = \frac{Q}{\lambda \sqrt{\omega} (4\pi t)^{3/2}} \cdot \exp \left[-\frac{(x-x_u)^2 (y-y_u)^2 (z-z_u)^2}{4\omega t} \right], \quad (1)$$

где λ – коэффициент теплопроводности, Вт/мК;

ω – коэффициент температуропроводности среды, м²/с;

$T(x, y, z, t)$ – температура точки тела с координатами x, y, z , возникающая через время t после действия теплового импульса;

x_u, y_u, z_u – координаты места действия теплового импульса.

Для этого трансформируем физическую модель обработки в эквивалентную тепловую модель (рис. 1, б). Схематизируя процесс теплообмена, сто-

рону, противоположную обрабатываемой поверхности образца, примем за пассивную границу, что позволит нам представить образец как стержень бесконечной длины. Примем, что на обрабатываемом торце действует источник равномерной интенсивности. Положим, что за время удаления припуска образец через боковые поверхности отдает в окружающее пространство столь незначительное количество теплоты, что позволяет считать их адиабатическими, не имеющими теплообмена с окружающей средой. Поскольку теплоотвода с боковой поверхности образца нет, теплота в нем распространяется вдоль оси y и процесс теплопередачи в образце, по отношению, к которому источник неподвижен, будет описываться дифференциальным уравнением

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \omega \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}, \quad (2)$$

при начальном условии $T(y, 0) = 0$ и граничных условиях $q(0, \tau) = q$ и $q(\infty, \tau) = 0$.

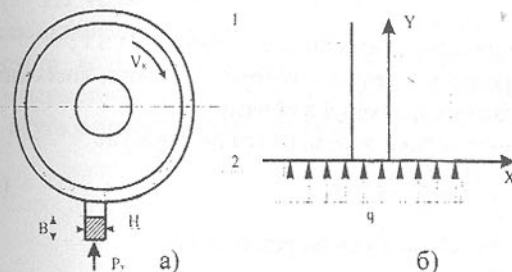


Рис. 1. Шлифование неподвижного образца по упругой схеме периферией круга:

а) – физическая модель;

б) – теплофизическая модель.

рывно, ограниченное время.

Задачу решаем с помощью двух интегральных переходов. Для первого интегрального перехода, при котором осуществляется переход от точечного источника к двумерному, воспользуемся решением для аналогичных условий, изложенным в работе [1]

$$T(y, t) = \frac{Q \sqrt{\omega}}{\lambda \sqrt{\pi}} \cdot \exp \left[-\frac{(y-y_u)^2}{4\omega t} \right]. \quad (3)$$

Для точек, расположенных на торце образца ($y = 0$), в том случае, когда здесь же расположен и источник ($y_u = 0$)

$$T(0, t) = \frac{Q\sqrt{\omega}}{\lambda\sqrt{\pi t}}. \quad (4)$$

Формулы (3) и (4) описывают температурное поле в стержне, возникающее под действием плоского мгновенного источника, вносящего в тело энергию Q , Дж/м². Поскольку источник на торце образца действует не мгновенно, а в течение времени τ , пока происходит снятие припуска, то требуется выполнить второй интегральный переход – перейти от мгновенного источника к действующему непрерывно ограниченное время [1]

$$T(0, \tau) = \frac{q\sqrt{\omega}}{\lambda\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^\tau \frac{dt}{\sqrt{\tau-t}}.$$

Проинтегрировав, получим

$$T(0, \tau) = \frac{2q\sqrt{\omega}}{\lambda\sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\tau}, \quad (5)$$

где q – интенсивность непрерывно действующего источника, Вт/м²;

τ – момент времени для которого ведется расчет температуры поверхности резания, с;

t – время каждого элементарного импульса в период $0 \leq t \leq \tau$;

$(\tau - t)$ – промежуток времени, в течении которого теплота, внесенная элементарным импульсом, распространяется в образце.

Интенсивность теплового потока определяется по формуле

$$q = \frac{P_z \cdot V_k \cdot \alpha_g}{S}, \quad (6)$$

где P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

V_k – скорость круга, м/с;

α_g – коэффициент, учитывающий долю тепла поступающего в образец;

S – площадь зоны контакта детали с кругом: $S = H \cdot B$.

Здесь B , H – ширина и высота образца, м.

Так как элементом режима резания при шлифовании по упругой схеме является составляющая P_y , выразим P_z через P_y и коэффициент шлифования $K_{ш} = \frac{P_z}{P_y}$, откуда

$$P_z = K_{ш} \cdot P_y. \quad (7)$$

Подставив (6) и (7) в (5) получим формулу для определения температуры при шлифовании неподвижного образца с постоянной силой поджима.

$$T = \frac{2K_{ш}P_yV_k\alpha_g\sqrt{\tau\omega}}{BH\lambda\sqrt{\pi}}. \quad (8)$$

Как следует из формулы (8) при шлифовании неподвижного образца температура зависит не только от силы поджима образца, но и времени шлифования, что является принципиальным отличием обработки неподвижных образцов по упругой схеме по сравнению с обработкой по той же схеме движущихся образцов.

Для расчета температуры по формуле (8) необходимо знать коэффициент ввода тепла в деталь. Считая, что вся механическая работа превращается в тепло, полученная тепловая энергия распределится между деталью, кругом, стружкой и охлаждающей средой [2]

$$P_z V_k = Q_d + Q_k + Q_o + Q_c,$$

где Q_d – теплота, поступающая в обрабатываемую деталь; Q_k – теплота, поступающая в круг; Q_c – теплота, переходящая в стружку; Q_o – теплота, уносимая охлаждающей средой.

Из уравнения теплового баланса исключим долю тепла уносимого охлаждающей средой и долю тепла поступающего в стружку [3]. Тогда для расчета доли тепла, поступающего в деталь, воспользуемся формулой, учитывающей дискретность контакта рабочей поверхности шлифовального круга с поверхностью образца

$$\alpha_g = \frac{1}{1,25 \frac{\lambda_k}{\lambda_o} \sqrt{\frac{\omega_o}{hV_k}} + 1}, \quad (9)$$

где λ_k – коэффициент теплопроводности алмазосносного слоя круга, Вт/мК;

λ_o – коэффициент теплопроводности материала образца детали, Вт/мК;

h – средний радиус площадки контакта зерна с изделием, м;

ω_o – коэффициент температуропроводности материала образца, м²/с.

Для ориентировочной оценки коэффициента теплопроводности алмазосносного слоя шлифовального круга, содержащего алмазные зерна и связку с различными теплофизическими характеристиками, применим формулу по которой определяется эквивалентный коэффициент теплопроводности в неоднородных телах [4]

$$\lambda_{экв} = \lambda_1^{P_1} \cdot \lambda_2^{P_2} \cdot \dots \cdot \lambda_m^{P_m} = \prod_{i=1}^m \lambda_i^{P_i},$$

где λ_i – коэффициент теплопроводности отдельных элементов;

P_i – относительная объемная концентрация составляющих элементов

алмазоносного слоя.

Рассчитаем температуру на поверхности резания при алмазном шлифовании неподвижного образца размерами $B \times H$ - 10 мм × 15 мм из стали Р6М5Ф3 кругами 1А1 250×15×75 из алмазов АС6 зернистостью 100/80, 160/125, 250/200 на связке М2-01 100% концентрации.

Режимы обработки: скорость круга $V_k = 35$ м/с; $P_y = 120$ Н.

Средний радиус площадки контакта зерна с деталью $h_{100/80} = 21$ мкм; $h_{160/125} = 25$ мкм; $h_{250/200} = 36$ мкм. Коэффициенты шлифования $K_{ш 100/80} = 0.23$; $K_{ш 160/125} = 0.24$; $K_{ш 250/200} = 0.25$. Теплофизические характеристики материала образца $\omega_0 = 4,1 \cdot 10^{-6}$ м²/с, $\lambda_0 = 26$ Вт/мК.

Определим эквивалентный коэффициент теплопроводности алмазоносного слоя круга. При 100% концентрации алмазные зерна составляют 25% алмазоносного слоя, 75% занимает связка. Состав связки М2-01 медь 80%, олово 20%. Значения коэффициентов теплопроводности для компонентов связки следующие:

$$\lambda_{алм} = 520 \text{ Вт/мК}; \lambda_{меди} = 361 \text{ Вт/мК}; \lambda_{олова} = 67 \text{ Вт/мК}.$$

$$\text{Тогда } \lambda_{экв} = \lambda_k = 520^{0,25} \cdot 361^{0,75 \cdot 0,8} \cdot 67^{0,75 \cdot 0,2} = 307 \text{ Вт/мК}.$$

Коэффициент ввода теплоты в деталь

$$\alpha_g = \frac{1}{1,25 \cdot \frac{307}{26} \cdot \sqrt{\frac{4,1 \cdot 10^{-6}}{21 \cdot 10^{-6} \cdot 35}} + 1} = 0,48.$$

Рассчитанный коэффициент удовлетворительно согласуется с данными В.А. Сипайлова [3] по которым в деталь уходит от 90 до 50% общего количества тепла.

Рассчитаем температуру на поверхности резания по формуле (8).

$$T_{100/80} = \frac{2 \cdot 0,48 \cdot 120 \cdot 0,23 \cdot 35 \cdot \sqrt{4,1 \cdot 10^{-6}}}{0,01 \cdot 0,015 \cdot 26 \cdot \sqrt{3,14}} \cdot \sqrt{\tau} = 271,45 \sqrt{\tau}.$$

Для зернистостей 160/125 и 250/200 температура на поверхности резания будет равна

$$T_{160/125} = 295,26 \sqrt{\tau}; T_{250/200} = 332,17 \sqrt{\tau}.$$

График влияния времени шлифования на температуру поверхности резания представлен на (рис. 2.)

Как следует из приведенных данных:

а) с увеличением зернистости температура шлифования на зернах возрастает, что объясняется увеличением площадок контакта и коэффициента шлифования;

б) при шлифовании неподвижного образца по упругой схеме температура порога фазово-структурных превращений для зернистости 100/80

достигается через 9 секунд, для зернистости 160/125 через 7,5 секунд, для зернистости 250/200 через 6 секунд, что говорит о необходимости введения в режим шлифования времени обработки.



Рис. 2. Влияние времени обработки на температуру на поверхности резания при шлифовании неподвижного образца по упругой схеме.

Список литературы: 1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки. - М.: Машиностроение, 1981. 279 с. 2. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. - М.: Машиностроение, 1974. 320 с. 3. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. - М.: Машиностроение, 1978. 167 с. 4. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. 288 с.

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНЫХ И ОБРАБОТОЧНЫХ ДЕФЕКТОВ НА ПРОЧНОСТЬ КЕРАМИКИ

Гусев В.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

As a result of the carried out researches by definition of influence of structural imperfections and imperfections of handling on durability of ceramics is installed, that the effect of the instrument at machining job should not reduce in overflow of the sizes and density of imperfections above extreme acceptable values in view of their distribution and orientation in a surface stratum

Качество поверхности определяется комплексом характеристик, включая физико-механические параметры и другие свойства материала обработанного поверхностного слоя. Состояние материала поверхностного слоя после шлифования существенно влияет на эксплуатационные характеристики обработанной поверхности; в частности на износостойкость. Этим определяется необходимость обеспечения более чем четырехкратного запаса прочности таких хрупких материалов как конструкционная керамика (КК). В связи с этим желательно определить какие из факторов оказывают влияние на ее прочность. Разрушение изделий из таких хрупких материалов, как КК, инициируется развитием трещины из дефектов, которые подразделяются на внутренние, объемные (собственные структурные) и наведенные в результате воздействия механической обработки. Первые обусловлены технологией изготовления заготовок. К наведенным дефектам относят поверхностные трещины от силового воздействия режущего инструмента, термомеханического удара и микротрещины, возникшие в результате воздействия остаточных напряжений. Можно считать, что вероятности распределения структурных и обработочных дефектов не зависят друг от друга. Пространственное распределение структурных дефектов принимаем равномерным, а обработочных - определим экспериментально.

Если $P_1(\sigma)$ и $P_2(\sigma)$ вероятности неразрушения соответственно от объемных и от обработочных дефектов, то функция распределения $P(\sigma)$ для пределов прочности тела определяется по формуле [1]:

$$P(\sigma) = 1 - P_1(\sigma_1) \cdot P_2(\sigma_2),$$

где σ_1 и σ_2 - соответственно минимальные прочности объемных и поверхностных элементов образца. Прочностные характеристики изделий из конструкционной керамики подчиняются закону описываемому статистическим распределением Вейбулла [1,2].

Главным препятствием при механической обработке является высокая твердость и хрупкость КК. Даже мягкие режимы обработки приводят к образованию микротрещин на поверхности керамики, которые уменьшают ее механическую прочность. Были проведены исследования влияния механической обработки и структурных дефектов на изгибную прочность конструкционной керамики из Al_2O_3 и Si_3N_4 . Испытания на изгиб проводились по трехточечной схеме [3].

Материал можно рассматривать как сплошную среду, в которой рассеяны дефекты типа трещин и включений. Дефекты могут быть охарактеризованы множеством параметров. Рассмотрим влияние лишь двух из них: половины длины дефектов l и ориентацию α относительно направления действия максимальных напряжений при изгибе, продольных оси образца. Предельное значение напряжения от внешней нагрузки, вызывающей рост трещины [4]:

$$\sigma = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi}} \cdot l^{-\frac{1}{2}} \cdot \varphi(\alpha), \quad (1)$$

где $K_{Ic} = \sqrt{2 \cdot E \cdot \gamma}$ - величина сопротивления материала развитию трещин, $\varphi(\alpha)$ - функция, определяющая влияние направления дефектов на развитие трещин.

В случае достаточно большого числа трещин (дефектов) вероятность разрушения образцов описывается распределением Вейбулла [3]:

$$F(\sigma) = 1 - \exp \left[- \frac{V}{2 \cdot (m+1)} \cdot \left(\frac{(\sigma - \sigma_u)^{m+1}}{\sigma \cdot \sigma_o^m} \right) \right], \quad (2)$$

где m - постоянная, характеризует неоднородность материала и связана с распределением трещин (чем выше m , тем материал более однороден и вероятность больших дефектов в нем мала); σ_u - пороговое напряжение, при котором вероятность разрушения равна нулю; σ_o - размерная постоянная. Все вышеуказанные постоянные определяются по экспериментальным зависимостям.

Рассмотрим влияние структурных и обработочных дефектов на изгибную прочность оксида алюминия. Образцы из Al_2O_3 (40×5×5мм) вырезались из керамических втулок в продольном направлении. В этом случае при испытаниях на изгиб направление следов обработки располагалось перпендикулярно действию изгибающего момента, что позволяет наилучшим образом оценить влияние обработочных дефектов на изгибную прочность образцов (для обработочных дефектов $\varphi(\alpha)=1$). Керамика - поликристаллический материал, прочность которого во многом зависит от его микроструктуры, внутренних дефектов и размеров зерен. Влияние структурных дефектов на прочность оценивалось при изменении пористости оксидной керамики (от 0,2 до 10,5%).

Максимальные значения дефекта в зависимости от пористости могут быть описаны линейной зависимостью:

$$d_{max} = 5,4P + 18,5. \quad (3)$$

Структурные дефекты, которые определялись методом люминесцентной дефектоскопии на микроскопе «Люмам -ИЗ», равномерно распределены по всему объему образцов и имели размеры 5 - 70 мкм, в зависимости от пористости керамики. Производились фрактографические исследования на поверхности излома образцов после их испытания на изгиб. Исследования показали, что для образцов пористостью до 4% отсутствует зеркальная зона. Изломы являлись полностью шероховатыми, что свидетельствует о равнопрочности поверхности и объема, об одновременном начале разрушения во многих точках сечения. Это позволяет предположить отсутствие влияния обработочных дефектов на прочность образцов.

Если предположить, что угловое расположение дефектов и их размер l независимые случайные величины, то тогда плотность вероятности их совместного распределения $f(\alpha, l) = f_l(\alpha)f(l)$ зависит от плотности вероятности распределения размеров структурных дефектов (d), так как $f(\alpha) = \frac{1}{\pi}$ при

равновероятном расположении структурных дефектов в пространстве. Обработка результатов экспериментальных исследований изгибной прочности для каждой пористости с использованием распределения Вейбулла (2) показала, что постоянная, характеризующая неоднородность материала практически не изменялась и ее среднее значение $m=9,7$, при среднеквадратичном отклонении 0,7. Изменение размерной постоянной σ_0 от величины максимального структурного дефекта $d_{\max}$ может быть представлено зависимостью:

$$\sigma_0 = 72,2 d_{\max}^{-0,5} - 187 \quad (4)$$

а вероятность разрушения образцов

$$P = 1 - \exp\left(-\frac{1}{2 \cdot (m+1)} \cdot \left(\frac{\sigma}{72,2 d_{\max}^{-0,5} - 187}\right)^m\right), \quad (5)$$

где $m = 9,7$.

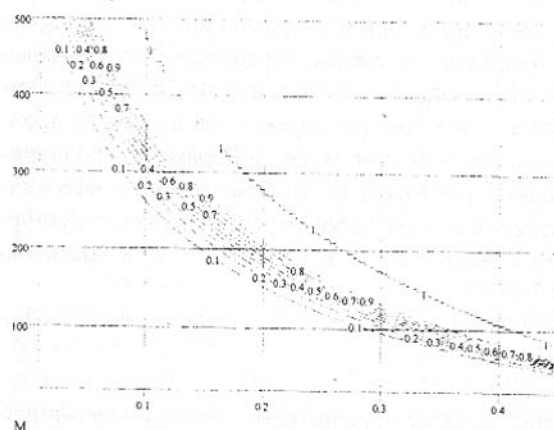


Рис.1. Уровни вероятности разрушения образцов в зависимости от половины длины максимального структурного дефекта (ось X , мм) и действующих напряжений (ось Y , МПа)

направлении движения инструмента, а величина наведенных дефектов не превышает размеров структурных. Экспериментальная плотность распределения дефектов может быть описана в обобщенной форме функцией бе-

Согласно полученной зависимости на рис.1 показаны уровни вероятности разрушения образцов при различных значениях структурных дефектов (пористости). С увеличением структурных дефектов прочность образцов уменьшается.

Исследования поверхностной дефектности методом люминесцентной дефектоскопии показали, что дефекты имеют вид магистральных трещин со сколами в

та распределения [2] (рис.2).

$$f = \begin{cases} \frac{1}{d_{\max} - d_0} \cdot \frac{\Gamma(\gamma + \eta)}{\Gamma(\gamma) \cdot \Gamma(\eta)} \cdot \left(1 - \frac{d - d_0}{d_{\max} - d_0}\right)^{\gamma + \eta - 1}, & d_0 < d < d_{\max}, \gamma = 1, \eta > 0 \\ 0, & \text{в остальных случаях} \end{cases} \quad (6)$$

где $r = 7,5 - 4,5$ в зависимости от режимов резания. С увеличением подачи инструмента значение γ увеличивалось, одновременно возрастало и значение максимального размера дефекта ($d_{\max}$).

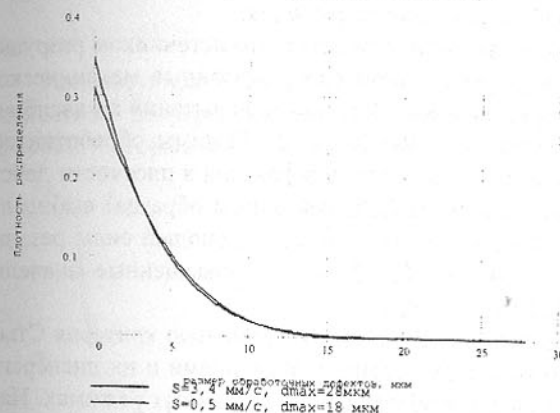


Рис.2. Плотность распределения обработочных дефектов при внутреннем шлифовании оксидной керамики. Круг — 1А1 20×10×10×3 А2 315/250 — 4 — М1. Скорость круга — 10м/с, глубина резания 5 мкм.

дикулярно оси образца $f(\alpha)=1$. Экспериментальная зависимость прочности:

$$P = 1 - \exp\left[-\frac{1}{17,2} \cdot \left(\frac{\sigma}{185}\right)^{7,6}\right]$$

Средняя прочность керамики снижалась в 1,34 раза. Уменьшение m с 9,7 до 7,6 свидетельствует об уменьшении однородности структуры образцов, дополнительном влиянии поверхностных дефектов. Поверхностные дефекты $d_{\max} = 30$ мкм при пористости образцов 0,2% превышают размер структурных и являются инициаторами разрушения. Причем экспериментальное значение m хорошо согласуется с экспериментальным распределением дефектов. Согласно работе [2] $m=r+1,5=6,5+1,5=8$, что достаточно близко к экспериментально определенному значению $m=7,6$. Таким образом, возможен выбор режимных параметров обработки керамики, при которых уровень обработочной дефектности не будет превышать уровень струк-

Это привело к тому, что изгибная прочность образцов при широком варьировании режимов и характеристик алмазного инструмента не изменялась.

При пористости 0,2% $l_{\max}=10$ мкм разрушение инициировалось от обработочных дефектов и на изломе четко выражены зеркальные зоны, прилегающие к дефектам. При этом предполагалось, что трещины расположены перпен-

турной дефектности и не будет происходить уменьшение прочности изделия.

Исследования влияния режимов механической обработки и направления вектора скорости резания при алмазном шлифовании относительно направления действия изгибающего момента производились на образцах призматической формы 50×4,5×4,5 мм из нитрида кремния (Si₃N₄) алмазным кругом 1А1 200 10 3 3 32 АС4 100/80 - 4 - Б2. Поверхность разрушения образцов подвергалась фрактографическому анализу, что позволило определить точку начала и направление разрушения.

Анализ результатов исследований показал, что источником разрушения являются трещины в поверхностном слое, вызванные механической обработкой, и дефекты структуры КК. Результаты испытаний на изгиб аппроксимировались распределением Вейбулла (2). Режимы обработки образцов при направлении вектора скорости шлифования в плоскости действия изгибающего момента (вдоль наибольшей длины образца) выбирали, обеспечивающие малое значение радиальной составляющей силы резания $P_y=6$ Н ($s=0,5$ м/мин, $t=0,04$ мм, $V_k=32$ м/с) и повышенные значения $P_y=260$ Н ($s=6$ м/мин, $t=0,15$ мм, $V_k=18$ м/с).

Анализ результатов испытаний на изгиб с помощью критерия Стюдента показал, что различие между средними значениями и их дисперсиями существенно для образцов, обработанных на различных режимах. На-

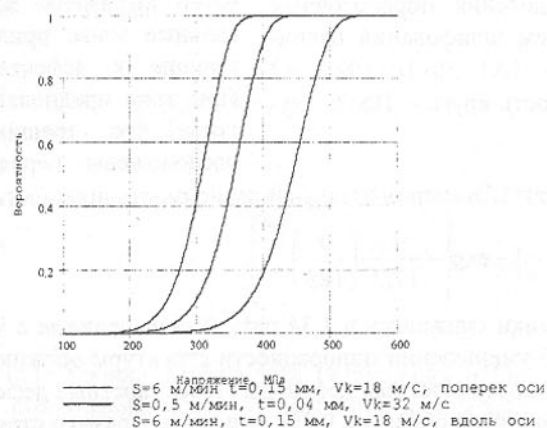


Рис.3. Вероятность разрушения образцов из нитрида кремния под воздействием напряжения изгиба после механической обработки

большую прочность имели образцы, прошлифованные с минимальным силовым воздействием на обработанную поверхность. Распределение Вейбулла (рис. 3, кривая 1) характеризуется параметрами $m=11,3$; $\sigma_0=345$. Интенсификация режимов резания (рис. 3, кривая 2) приводит к снижению средней изгибной прочности на 20% ($m=10,6$; $\sigma_0=273$).

Среднее значение максимальных разрушающих напряжений при чистом изгибе образца прямоугольного сечения при его неизменном значении определяется по следующей зависимости [2]:

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 \cdot (2 \cdot m + 2)^{\frac{1}{m}} \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right) \quad (7)$$

Экспериментально была получена зависимость (рис.4) среднего значения максимальных разрушающих напряжений $\bar{\sigma}$ от половины размера дефекта структуры, вскрытого при обработке и явившегося причиной разрушения, что определялось при фрактографическом анализе поверхности разрушения:

$$\bar{\sigma} = 37,2 \cdot l^{\frac{1}{2}} + 196.$$

Используя две последние зависимости, можно определить среднестатистические размеры дефектов после алмазного шлифования нитридной керамики, которые могли стать причинами разрушения. Так для мягких режимов обработки расчетное значение половины дефекта составило 0,024 мм, а для интенсивных — 0,059 мм.

Алмазное шлифование образцов в направлении, перпендикулярном плоскости действия изгибающего момента (перпендикулярно наибольшей длине образца), проводилось на интенсивных режимах резания ($t=0,15$ мм, $s=6$ м/мин, $V_k=18$ м/с) при $P_y=260$ Н. Таким образом обеспечивалось одинаковое си-

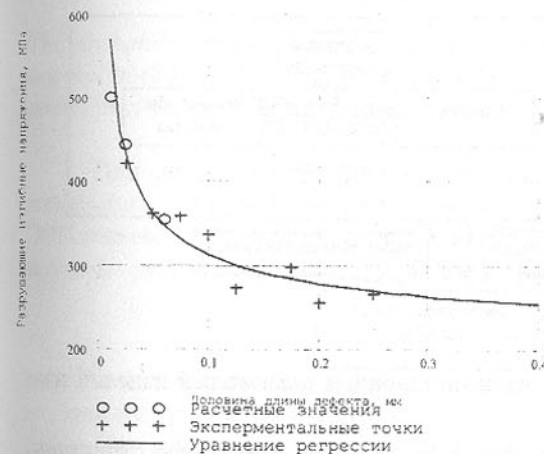


Рис.4. Влияние величины половины длины дефекта на среднюю прочность образцов из нитрида кремния

ловое воздействие на поверхность образцов, обработанных как вдоль, так и поперек их наибольшей длины. Средняя изгибная прочность образцов (рис.3, кривая 3) снизилась на 13,6% ($m=9,9$; $\sigma_0=233$) по сравнению с образцами, обработанными на тех же режимах, но в направлении действия изгибающего момента. Согласно зависимости (1) при всех неизменных отдельных факторах изменялась функция $\varphi(\alpha)$, определяющая влияние направления дефектов на развитие трещин. Согласно [4]

$$\varphi(\alpha) = \cos^3\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \sin^2(\alpha) \cdot \left(1 - 3 \cdot \operatorname{ctg}(\alpha) \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{\theta}{2}\right)\right), \quad (9)$$

$$\text{где } \theta = \frac{2 \cdot \arctg\left(1 - \sqrt{1 + 8 \cdot \text{ctg}^2(\alpha)}\right)}{4 \cdot \text{ctg}(\alpha)}$$

Использование для расчета указанной зависимости не позволяет количественно объяснить изменение прочности образцов, обработанных в различном направлении, так как приводит к более существенному различию по прочности образцов. Различия в прочности связано, по всей видимости, не только с направлением трещин, но и со структурой формирования дефектного слоя при шлифовании КК и требует дополнительных исследований.

Требуемый комплекс показателей качества изделия формируется на всех этапах его изготовления. Это можно отразить в виде схемы, приведенной на рис.5.



Рис.5. Схема формирования эксплуатационных показателей изделий из керамики

Формирование заготовки позволяет получить требуемую структуру, размер зерен и точность формы, что оказывает определяющую роль на эксплуатационные свойства и трудоемкость механической обработки. Не менее важный вклад в формировании свойств вносят и финишные операции шлифования КК, которые окончательно определяют структуру рельефного и дефектного слоев поверхности детали. Выбор инструмента, схемы шлифования и режимов обработки определяется структурой и свойствами материала заготовки. Механическая обработка не должна приводить к превышению размеров и плотности дефектов выше предельно допустимого значения с учетом их распределения и ориентации в поверхностном слое.

Список литературы: 1. Болотин В.В. Некоторые вопросы хрупкого разрушения. Расчеты на прочность. Сб. статей № 3 - Москва: Машгиз, 1962 - с. 36-52. 2. Витвицкий П.М., Пожена С.Ю. Прочность и критерии хрупко-

го разрушения стохастически дефектных тел. - Киев: Наукова думка, 1980. - 187 с. 3. ДСТУ 3716 - 98. Кераміка. Метод визначення границі міцності під час згинання. - К.: Держстандарт України, 1998. - 18с. 4. Панасюк В.В. Механика квазихрупкого разрушения. - Киев: Наукова думка, 1991. - 416 с. 5. А.М. Райхель, В.Н. Лихтенштейн Прочность ситаллов при изгибе. - Стекло и керамика, №3, 1980 - с. 15-16.

ВЕРОЯТНОСТНАЯ МОДЕЛЬ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО РЕЖИМА НАГРУЖЕНИЯ ПРИ ЛИНЕЙНОМ ИЗМЕНЕНИИ СРЕДНИХ НАГРУЗОК В СХЕМЕ ПРОКАТКИ

Деркач А.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The probability model of the loading form for technological equipment of mill-ing roll in this article is presented. Quantity of forecasting of maximum load (as probability value) by using this model is considered.

При синтезе эксплуатационного режима нагружения (ЭРН) для произвольного сортамента в соответствии с [1] производится объединение ЭРН в схемах с близкими средними нагрузками $s(Q)$. В свою очередь ЭРН в схеме - результат суммирования ЭРН в пропусках (1):

$$s(Q) = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N p_j(Q), \quad (1)$$

где: N - число пропусков в схеме прокатки; $p_j(Q)$ - закон изменения средней нагрузки в j -том пропуске.

Для конкретных случаев синтеза ЭРН в схеме и определения параметров технологической нагруженности выражение (1) конкретизируется. Так, в [1] эту модель при $p_j(Q)$, распределенных нормально, предлагается заменить композицией нормального закона распределения нагрузки в пропуске и равновероятного закона распределения средних нагрузок Q_j в схеме прокатки из N пропусков:

$$s(Q) = \frac{1}{Q_1 - Q_N} * \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \left(\frac{Q_1 - Q + Q_{nor}}{\sigma_{nor}} \int_{\frac{Q_N - Q + Q_{nor}}{\sigma_{nor}}}^{\frac{Q_1 - Q + Q_{nor}}{\sigma_{nor}}} e^{-0.5 \left(\frac{Q_j - Q + Q_{nor}}{\sigma_{nor}} \right)^2} dQ \right), \quad (2)$$

где: Q_1 , Q_N - максимальная и минимальная средняя нагрузка в пропусках схемы; Q_{nor} - математическое ожидание нормального распределения в пропуске; σ_{nor} - среднее квадратичное отклонение нагрузки в пропуске.

Подразумевается, что нагрузки Q_j линейно изменяются, а отличия в значениях σ_j принципиальны.

Утверждения об адекватности моделей (1) и (2) представляется спорным по нижеприведенным причинам. Математическое ожидание для композиции (2) (средняя нагрузка в схеме прокатки Q_s) [2] определяется как:

$$Q_s = Q_{nor} + Q_{uni}, \quad (3)$$

где: Q_{uni} - математическое ожидание равномерного распределения. Для суперпозиции (1) верно

$$Q_s = \sum_{j=1}^N \frac{Q_j}{N}. \quad (4)$$

Сравнение (3) и (4) показывает, что тождественность выражений невозможна при положительных значениях Q_j . К тому же, определение σ_s для распределений (2) и (1) проводится по различным формулам. Так, для суперпозиции (1):

$$\sigma_{s(1)} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \left(\sigma_j^2 + \left(\bar{Q} - Q_j \right)^2 \right), \quad (5)$$

а для композиции (2):

$$\sigma_{s(2)} = \sigma_{norm} + \frac{(Q_1 - Q_N)^2}{12}. \quad (6)$$

На рис. 1 это различие представлено графически ($k = (Q_1 - Q_N) / \sigma_{nor}$; $\delta\sigma_s = 1 - \sigma_{s(2)} / \sigma_{s(1)}$).

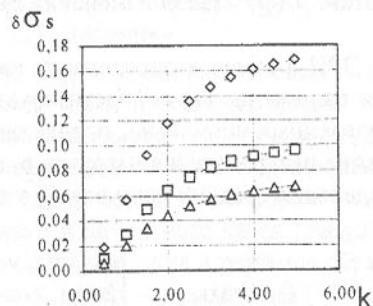


Рис. 1. Погрешность расчета σ_s при использовании модели ЭРН в схеме в виде композиции (2). $\diamond$ - $N=5$, $\square$ - $N=9$, $\triangle$ - $N=13$.

Экспериментальными исследованиями [3] на основании информационной теории идентификации распределений [4] установлено, что ЭРН в пропусках описывается двусторонним экспоненциальным распределением (7), частным случаем которого является нормальное распределение ($\alpha=2$):

$$p(Q) = \frac{\alpha}{2\lambda\sigma\delta(1/\alpha)} e^{-\left| \frac{Q-\bar{Q}}{\sigma\lambda} \right|^\alpha}, \quad (7)$$

$$\text{где } \lambda = \sqrt{\frac{\partial(1/\alpha)}{\partial(3/\alpha)}};$$

$$\alpha = \frac{1,46}{\ln(E - 2/9 - 10,7 E^7) - 0,289},$$

где α - параметр, определяющий форму распределения и зависящий от коэффициента эксцесса.

Экспериментальные данные свидетельствуют, что E принимает значения от 1,8 ... 10, следовательно $\alpha = 1,2 \dots 8$.

Квантильный коэффициент для (7) при доверительной вероятности P :

$$t = 1,62 \left[3,8(E-1,6)^{2/3} \right]^{1/\alpha} \lg \lg [1/(1-P)]. \quad (8)$$

Очевидно, что использование композиции (2) в качестве вероятностной модели ЭРН приводит к внесению методической погрешности, значением которой в общем случае нельзя пренебречь, а отсутствие рекомендаций по определению квантильного коэффициента композиции (2) затрудняет практическое использование этой модели.

Уточнение вида модели ЭРН в схеме прокатки проведем путем конкретизации (1), используя известное [5] выражение (9) для описания закона изменения Q_j :

$$Q_i = Q_1 \left(1 - \frac{(1-a)(j-1)}{(N-1)} \right), \quad (9)$$

где: $a = Q_N / Q_1$ - отношение минимальной средней нагрузки в схеме к максимальной.

С учетом (7) и (9) в модели (1) имеется большое число переменных, что не позволяет в общем проанализировать закономерности формирования ЭРН в схеме. В этих условиях, моделируя (1) численно, целесообразно установить качественный характер трансформации формы $s(Q)$ при изменении детерминированных режимных параметров. К последним относятся α_j , $Q_j = f(N, a)$. Диапазон их изменения назначен на основании имеющихся экспериментальных данных [3, 6]. Так, принимаем: $\alpha_j = \alpha = 1,0 \dots 2,5$, $N = 5 \dots 13$. Моделирование проводим при нормированных $\sigma_j = 1,0$, в долях от которых назначаем размах равномерного распределения:

$$b = \frac{(Q_1 - Q_N)}{\sigma_j(N-1)};$$

$$b = 0; 0,5; \dots 3,0.$$

Топографическая идентификация итогового ЭРН по методике [4] свидетельствует, что его модель в виде (1) может быть заменена более простой моделью в виде (7) при любых комбинациях варьируемых параметров в установленных границах (рис.2). Различие между теоретическими значениями коэффициента энтропии и контрэксцесса $Kh_{(7)}$, $\kappa_{(7)}$ и значения

ми, определенными при моделировании для $\alpha_j = 1 - Kh_{(1)} : \kappa_{(1)}$, объясняется появлением гребенчатой вершины в распределении (1), хотя в целом форма итогового распределения остается близкой (7).

Математическое ожидание распределения нагрузки в схеме для (7)

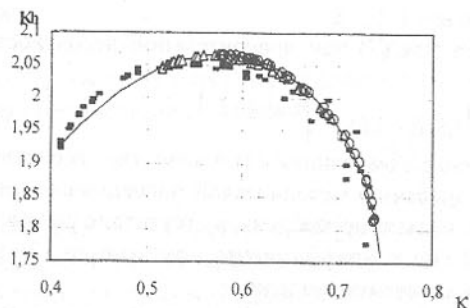


Рис. 2. Топографическая идентификация модели (1). — $\alpha_j=1$; Δ — $\alpha_j=1,5$; $\diamond$ — $\alpha_j=2$; — — теоретические значения для (7).

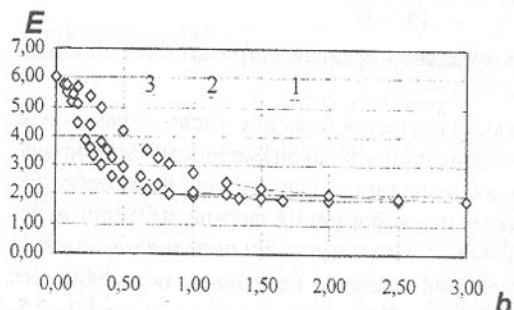


Рис. 3. Изменение эксцесса итогового распределения (1) при суммировании ЭРН в пропусках с $\alpha_j=1$: 1 - $N=5$; 2 - $N=9$; 3 - $N=13$.

ние эксцесса итогового распределения, что должно учитываться при назначении квантильного коэффициента t и определении параметров технологической нагруженности оборудования.

Список литературы: 1. Коновалов Л.В. Статистический анализ и синтез технологической нагруженности рабочих клеток прокатных станов. Сталь, 1993. № 12. С. 30-36. 2. Солонин И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 1972. 216 с. 3.

Деркач А.В., Горелик В.С. Статистическое исследование технологической нагруженности толстолистового прокатного стана 3000 станов // Защита металлургических машин от поломок.- Мариуполь, 1999. - Вып 4. - С 14-19. 4. П.В. Новицкий, И.А. Зограф. Оценка погрешностей результатов измерений. - 2-е издание, перераб. и доп.-Л.: Энергоатомиздат. Ленинградское отделение, 1991.-304 с. 5. Горелик В.С., Деркач А.В. Синтез и классификация эксплуатационных режимов нагружения прокатных станов. Металл и литье Украины, 1996. № 5. С. 29-32. 6. Поляков Б.Н., Няшин Ю.И., Волегов Н.Ф.и др. Нагруженность, несущая способность и долговечность прокатного оборудования. - М.: Металлургия, 1990.-320 с.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ УСЛОВИЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Ивченко Т.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The increasing of the cutting tools effective exploitation is made by prognostic of the reliability level taking into account operating properties - strength and loading.

Одной из важнейших задач теории надежности является исследование отказов отдельных элементов и технических систем в целом. Надежность функционирования технологических систем в значительной мере определяется надежностью режущего инструмента. Наиболее неблагоприятным видом отказа является разрушение инструмента, приводящее к внеплановым простоям оборудования и повышенному расходу инструментального материала. В связи с этим весьма актуальна задача прогнозирования и снижения вероятности разрушения инструмента в различных условиях эксплуатации.

Сущность предлагаемой методики прогнозирования заключается в определении рациональных условий эксплуатации инструмента с учетом установленной аналитической зависимости вероятности разрушения от параметров механической обработки.

Исходными данными для расчета вероятности разрушения являются прочность инструмента и действующая на него нагрузка, рассматриваемые как случайные величины с известными законами распределения. Уровень нагрузки на инструмент характеризуется действующей в заданных условиях силой резания P_z , уровень прочности — силой P_{lim} , достаточной для разрушения инструмента в данный момент времени. Оценка прочности инструмента осуществляется на основании определяемой экспериментально

разрушающей подачи s_p , которая позволяет рассчитать силу, обеспечивающую разрушение режущего лезвия [1].

Отказом инструмента считается прекращение его функционирования в момент, когда фактическое значение нагрузки превышает фактическое значение прочности. Под разрушением инструмента подразумевается разрушение режущего лезвия в виде выкрашивания, скола или поломки.

Для расчета сил используются общепринятые зависимости типа

$$P = C_p t^x s^y v^n K,$$

где C_p , K , x , y , n – коэффициенты и показатели степени, определяемые в зависимости от условий эксплуатации инструмента; t , s , v – режимы резания.

Вероятность разрушения режущего лезвия может быть определена как вероятность того, что прочность остается меньше нагрузки для всех возможных значений нагрузки, либо как вероятность того, что нагрузка превышает прочность для всех значений прочности [2]:

$$q = \int_{-\infty}^{\infty} F_{P_{ин}}(p) f_{P_z}(p) dp = \int_{-\infty}^{\infty} [1 - F_{P_z}(p)] f_{P_{ин}}(p) dp,$$

где $F_{P_{ин}}(p)$, $f_{P_{ин}}(p)$ – интегральная и дифференциальная функции распределения прочности инструмента; $F_{P_z}(p)$, $f_{P_z}(p)$ – функции распределения нагрузки.

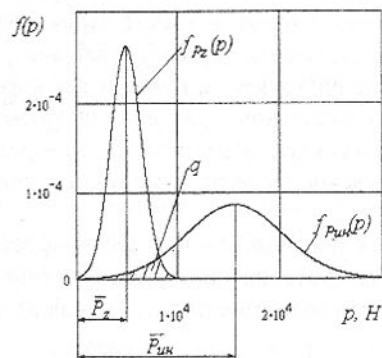


Рис.1. Графики функций распределения прочности и нагрузки

На рис.1 представлены графики дифференциальных функций нормального распределения прочности инструмента $f_{P_{ин}}(p)$ и действующей на него нагрузки $f_{P_z}(p)$ со следующими параметрами: средними значениями $P_z=5$ кН, $P_{ин}=15$ кН, среднеквадратичными отклонениями $\sigma_z=0,3P_z$, $\sigma_{ин}=0,3P_{ин}$. Графически вероятность разрушения режущего лезвия выражается заштрихованной областью пересечения указанных кривых распределения и по результатам расчета равна $q=0,025$. Значение вероятности разрушения, установленное экспериментально, $q_{\text{эксп}}=$

0,028, погрешность оценки находится в пределах 12%.

Для нормального закона распределения показателей прочности и нагрузки вероятность разрушения режущего лезвия может быть определена следующим образом:

$$q = 1 - \Phi \left[- \left((\eta - 1) / V \sqrt{(\eta^2 + 1)} \right) \right],$$

где $\Phi(z)$ – нормированная функция Лапласа; V – коэффициент вариации показателей прочности и нагрузки, $\eta = P_{ин}/P_z$ – коэффициент безопасности, равный отношению показателей прочности и нагрузки.

Представленная зависимость справедлива при однократном приложении нагрузки, а также, когда прочность и нагрузка не изменяются во времени, что соответствует начальному периоду работы инструмента. Экспериментально доказано, что с течением времени прочность инструмента снижается вследствие накопления повреждений, а нагрузка повышается вследствие износа [3]. В этом случае прочность и нагрузка могут быть представлены как фиксированные случайные величины с известными законами распределения в начальный момент времени и заданными законами изменения их математических ожиданий во времени. Для линейного изменения прочности и нагрузки во времени справедливо следующее выражение вероятности разрушения инструмента:

$$q(\tau) = 1 - \Phi \left[- \left((\eta - 1 - c\tau) / V \sqrt{(\eta^2 + 1)} \right) \right],$$

где c – коэффициент, характеризующий общую суммарную скорость изменения прочности и нагрузки в отношении к действующей нагрузке: $c = (a + b)/P_z$; a , b – соответственно скорости изменения нагрузки и прочности в линейных уравнениях: $P_z(\tau) = P_z - a\tau$; $P_{ин}(\tau) = P_{ин} - b\tau$.

Влияние коэффициента безопасности η на вероятность разрушения инструмента q при различных значениях коэффициента вариации V в начальный момент времени (при $\tau = 0$) представлено на рис. 2а. Изменение вероятности разрушения q во времени при различных значениях c и значении коэффициента безопасности $\eta = 3$ представлено на рис. 2б.

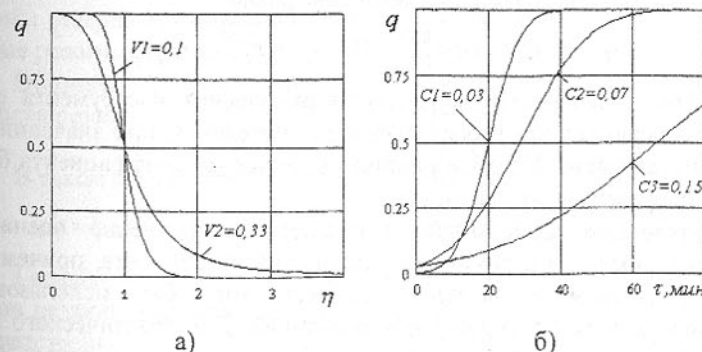


Рис. 2. Зависимость вероятности разрушения инструмента q от коэффициента безопасности η - а) и времени работы τ - б)

Особенностью предлагаемой методики является то, что изменение коэффициента безопасности может быть оценено расчетным или экспертным путем на стадии проектирования, а также путем ускоренных испытаний на стадии изготовления инструмента, что значительно сокращает затраты времени и средств на организацию эксплуатационных испытаний.

Полученная зависимость свидетельствует о том, что повышение коэффициента безопасности с целью снижения вероятности разрушения инструмента может быть достигнуто как за счет повышения прочности инструмента, так и за счет снижения действующей нагрузки.

При исследовании качества нового инструмента представляет интерес оценка количественного влияния повышения прочности, достигнутого различными конструктивными и технологическими методами, на вероятность разрушения в заданных условиях эксплуатации. В этом случае нагрузка, действующая на инструмент, может считаться постоянной. Анализ влияния прочности на вероятность разрушения инструмента целесообразно вести на основании относительных показателей, характеризующих изменение прочности относительно некоторого значения, принятого за базу. Коэффициент безопасности может быть выражен:

$$\eta = \frac{P_{ин}}{P_z} = \frac{P_{ин}}{P_z} \frac{P_{инб}}{P_{инб}} = \eta_6 \frac{C_p t^x s_p^y v^n K}{C_p t^x s_{pб}^y v^n K} = \eta_6 \left(\frac{s_p}{s_{pб}} \right)^y = \eta_6 (s_{po})^y,$$

где $P_{инб}$ - прочность инструмента, принятого за базу; η_6 - базовый коэффициент безопасности, характеризующий прочность инструмента, принятого за базу; $s_p, s_{pб}$ - разрушающая подача, соответственно для оцениваемого и базового вариантов инструмента; t, v - режимы резания, не меняющиеся при ускоренных форсированных испытаниях на прочность; $s_{po} = s_p/s_{pб}$ - относительный показатель прочности.

В этом случае вероятность разрушения равна:

$$q = 1 - \Phi \left[- \left((\eta_6 s_{po}^{0,75} - 1) / \sqrt{(\eta_6^2 s_{po}^{0,56} + 1)} \right) \right]$$

Графики зависимости вероятности разрушения инструмента q от прочности, выраженной относительным показателем s_o при значении коэффициента вариации $V=0,3$ и различных значениях коэффициента безопасности η , представлены на рис. 3а.

Полученные зависимости позволяют количественно оценивать влияние прочности на вероятность разрушения инструмента, причем для оценки относительного показателя прочности могут быть использованы методы ускоренных форсированных испытаний. Для практического применения представляет интерес разработка более простых расчетных моделей. В связи с этим для наиболее распространенного диапазона изменения прочности целесообразно использовать линейные регрессионные зависи-

мости вероятности разрушения инструмента q от относительного показателя прочности s_{po} , представленные на рис. 3б.

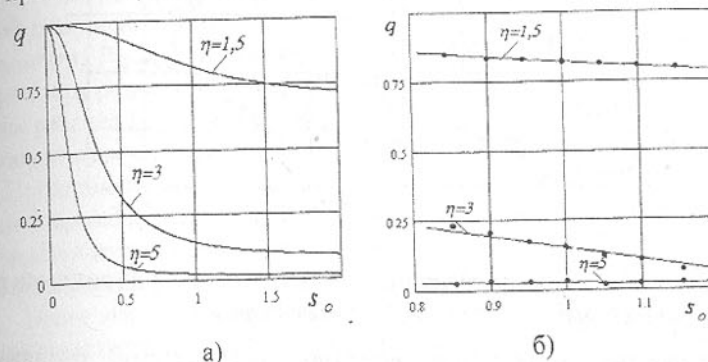


Рис. 3. Зависимости вероятности разрушения инструмента q от относительного показателя прочности s_o .

При решении задачи выбора рациональных режимов обработки необходимо учитывать влияние режимов резания на вероятность разрушения инструмента. При этом прочность инструмента может считаться постоянной. Анализ влияния режимов обработки на вероятность разрушения инструмента целесообразно вести на основании относительных показателей, характеризующих изменение скорости резания, подачи и глубины относительно некоторых значений, принятых за базу. Коэффициент безопасности может быть выражен:

$$\eta = \frac{P_{ин}}{P_z} = \frac{P_{ин}}{P_z} \frac{P_{зб}}{P_{зб}} = \eta_6 \frac{C_p t_6^x s_6^y v_6^n K}{C_p t^x s^y v^n K} = \eta_6 \left(\frac{t}{t_6} \right)^x \left(\frac{s}{s_6} \right)^y \left(\frac{v}{v_6} \right)^n,$$

где $P_{зб}$ - нагрузка на инструмент, принятая за базу, t_6, s_6, v_6 - базовые режимы резания; η_6 - базовый коэффициент безопасности; t, s, v - оцениваемые режимы резания.

Обозначим относительные показатели, характеризующие изменение скорости резания, подачи и глубины соответственно:

$$v_o = v/v_6, s = s/s_6, t_o = t/t_6.$$

В таком случае вероятность разрушения равна:

$$q = 1 - \Phi \left[- \left((\eta_6 / t_o^2 s_o^{0,75} v_o^{-0,15} - 1) / \sqrt{(\eta_6^2 / t_o^2 s_o^{0,56} v_o^{0,12} + 1)} \right) \right]$$

Графики зависимости вероятности разрушения инструмента q от режимов резания, выраженных относительными показателями x_i , равными соответственно $v_o = v/v_6, s = s/s_6, t_o = t/t_6$, при значении коэффициента вариации $V=0,3$ и значении коэффициента безопасности $\eta = 3$ представлены на рис. 4а.

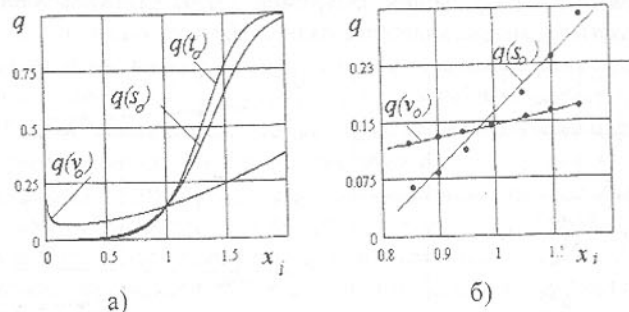


Рис.4. Зависимости вероятности разрушения инструмента q от режимов резания, выраженных относительными показателями x_i

Полученные зависимости позволяют количественно оценивать влияние режимов обработки на вероятность разрушения инструмента. Для практического использования представляет интерес разработка более простых расчетных моделей. В связи с этим для наиболее распространенного диапазона изменения режимов предложены линейные регрессионные зависимости вероятности разрушения инструмента q от относительных показателей режимов, представленные на рис. 4б. Результаты исследования и прогнозирования вероятности разрушения представлены в табл.

Таблица. Прогнозирование вероятности разрушения инструмента

Обрабатываемый материал, твердость	Режимы резания			Число испытаний N	Вероятность разрушения		Ошибки, %
	Скорость V , м/мин	Подача S , мм/об	Глубина t , мм		эксперимент. q_e	расчетная q_p	
Сталь 45 HB163...207	128	0,34	2,2	107	0,009	0,008	11,1
Сталь 45 HB163...207	95	0,70	1,8	53	0,019	0,017	10,5
Сталь 20ХГНР HB174...217	40	0,34	4,0	48	0,041	0,046	10,8
Сталь 20ХГНР HB174...217	63	0,78	2,4	41	0,048	0,052	8,3

Экспериментальные исследования влияния режимов обработки на вероятность разрушения инструмента проводились в следующих условиях: станок – токарный гидрокопировальный полуавтомат модели 1722; инструмент – проходные отогнутые резцы сечением державки 25х32 с механическим креплением квадратных твердосплавных пластин Т5К10 (угол в

плане $\phi = 45^\circ$, передний угол $\gamma = -7^\circ$, задний угол $\alpha = 7^\circ$, угол наклона главной режущей кромки $\lambda = 0$, радиус при вершине $r = 2$ мм). Прочность инструмента $P_{ин}$ оценивалась по результатам форсированных испытаний при скорости резания $v = 20$ м/мин, разрушающей подаче $s_p = 1,51$ мм/об, глубине резания $t = 6$ мм. Режимы резания при эксплуатации инструмента и результаты расчетов вероятности разрушения представлены в табл. 1.

Погрешность оценки вероятности разрушения по расчетным зависимостям в сравнении с экспериментальными данными не превышает 12%, что свидетельствует о достаточно высокой точности прогноза и возможности использования предложенных теоретических моделей на практике.

Таким образом, разработана и экспериментально проверена методика количественной оценки вероятности разрушения режущего инструмента по соотношению уровней его прочности и действующей нагрузки. Полученные зависимости позволяют уже на стадии проектирования и изготовления инструмента прогнозировать его возможные неблагоприятные отказы в эксплуатации – сколы, выкрашивания и поломки. На основании разработанной методики может осуществляться оценка эффективности конструктивных и технологических мероприятий, повышающих прочность инструмента. Критерием оценки в этом случае является снижение прогнозируемой для реальных условий эксплуатации вероятности его разрушения. Предложенные аналитические зависимости по влиянию режимов резания на вероятность разрушения позволяют усовершенствовать методику выбора рациональных условий эксплуатации режущего инструмента, снижающих вероятность его разрушения и повышающих надежность функционирования технологических систем.

Список литературы: 1. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1975. – 168с. 2. Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем. М.: Мир, 1980. – 606с. 3. Ивченко Т.Г., Клименко Г.П., Васильченко Я.В. Прогнозирование вероятности безотказной работы инструмента с учетом его прочности и действующей нагрузки. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Краматорск: ДГМА. – Вып. 6. - 1996. - С. 171-176.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ РЕЗЦОВ, ОСНАЩЕННЫХ МИНЕРАЛОКЕРАМИКОЙ

Ивченко Т.Г., Легащева Т.А. Сытник М.Н. (ДонГТУ, г.Донецк, Украина)

The theoretical and experimental investigation of cutting tools temperature used

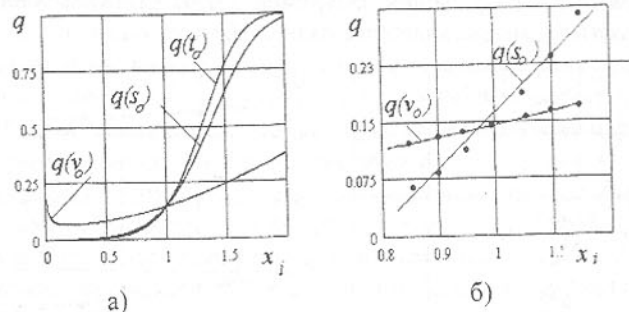


Рис.4. Зависимости вероятности разрушения инструмента q от режимов резания, выраженных относительными показателями x_i

Полученные зависимости позволяют количественно оценивать влияние режимов обработки на вероятность разрушения инструмента. Для практического использования представляет интерес разработка более простых расчетных моделей. В связи с этим для наиболее распространенного диапазона изменения режимов предложены линейные регрессионные зависимости вероятности разрушения инструмента q от относительных показателей режимов, представленные на рис. 4б. Результаты исследования и прогнозирования вероятности разрушения представлены в табл.

Таблица. Прогнозирование вероятности разрушения инструмента

Обрабатываемый материал, твердость	Режимы резания			Число испытаний N	Вероятность разрушения		Ошибки, %
	Скорость V , м/мин	Подача S , мм/об	Глубина t , мм		эксперимент. q_e	расчетная q_p	
Сталь 45 HB163...207	128	0,34	2,2	107	0,009	0,008	11,1
Сталь 45 HB163...207	95	0,70	1,8	53	0,019	0,017	10,5
Сталь 20ХГНР HB174...217	40	0,34	4,0	48	0,041	0,046	10,8
Сталь 20ХГНР HB174...217	63	0,78	2,4	41	0,048	0,052	8,3

Экспериментальные исследования влияния режимов обработки на вероятность разрушения инструмента проводились в следующих условиях: станок – токарный гидрокопировальный полуавтомат модели 1722; инструмент – проходные отогнутые резцы сечением державки 25х32 с механическим креплением квадратных твердосплавных пластин Т5К10 (угол в

плане $\phi = 45^\circ$, передний угол $\gamma = -7^\circ$, задний угол $\alpha = 7^\circ$, угол наклона главной режущей кромки $\lambda = 0$, радиус при вершине $r = 2$ мм). Прочность инструмента $P_{ин}$ оценивалась по результатам форсированных испытаний при скорости резания $v = 20$ м/мин, разрушающей подаче $s_p = 1,51$ мм/об, глубине резания $t = 6$ мм. Режимы резания при эксплуатации инструмента и результаты расчетов вероятности разрушения представлены в табл. 1.

Погрешность оценки вероятности разрушения по расчетным зависимостям в сравнении с экспериментальными данными не превышает 12%, что свидетельствует о достаточно высокой точности прогноза и возможности использования предложенных теоретических моделей на практике.

Таким образом, разработана и экспериментально проверена методика количественной оценки вероятности разрушения режущего инструмента по соотношению уровней его прочности и действующей нагрузки. Полученные зависимости позволяют уже на стадии проектирования и изготовления инструмента прогнозировать его возможные неблагоприятные отказы в эксплуатации – сколы, выкрашивания и поломки. На основании разработанной методики может осуществляться оценка эффективности конструктивных и технологических мероприятий, повышающих прочность инструмента. Критерием оценки в этом случае является снижение прогнозируемой для реальных условий эксплуатации вероятности его разрушения. Предложенные аналитические зависимости по влиянию режимов резания на вероятность разрушения позволяют усовершенствовать методику выбора рациональных условий эксплуатации режущего инструмента, снижающих вероятность его разрушения и повышающих надежность функционирования технологических систем.

Список литературы: 1. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1975. – 168с. 2.Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем. М.: Мир, 1980. – 606с. 3. Ивченко Т.Г., Клименко Г.П., Васильченко Я.В. Прогнозирование вероятности безотказной работы инструмента с учетом его прочности и действующей нагрузки. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Краматорск: ДГМА. – Вып. 6. - 1996. - С. 171-176.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ РЕЗЦОВ, ОСНАЩЕННЫХ МИНЕРАЛОКЕРАМИКОЙ

Ивченко Т.Г., Легащева Т.А. Сытник М.Н. (ДонГТУ, г.Донецк, Украина)

The theoretical and experimental investigation of cutting tools temperature used

for increasing of reliability. The creation of the optimum cutting conditions made the improvement of cutting tools effective exploitation.

Применение режущих инструментов из минералокерамики является одним из резервов повышения производительности механообработки с одновременным обеспечением высокого качества обработанной поверхности. В связи с этим представляет интерес исследование закономерностей процесса резания этими инструментами и разработка рекомендаций по выбору рациональных условий их эксплуатации.

На работоспособность инструментов и качество обработанных поверхностей деталей существенно влияют тепловые явления при резании. Работа посвящена исследованию влияния параметров механообработки на температурное поле сборных резцов с механическим креплением многогранных пластин из минералокерамики. В настоящее время выпускаются и используются в промышленности пластины четырех форм: трехгранные, квадратные, круглые и ромбические. Все они, независимо от формы, имеют угол заострения режущего лезвия $\beta=90^\circ$. Это позволяет при схематизации компонентов рассматриваемой системы резания представлять пластину в виде бесконечного клина с прямым углом. Источники теплоты, возникающие на площадках трения поверхностей лезвия инструмента со стружкой и обрабатываемой деталью, без существенных погрешностей в расчетах могут рассматриваться как плоские. Считая изменение температуры вдоль режущей кромки несущественным, а процесс резания установившимся, рассматриваемую задачу приводим к плоской и не зависящей от времени [1].

Стационарное двумерное температурное поле описывается следующим дифференциальным уравнением теплопроводности [2]:

$$\frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial y^2} = 0; \quad \frac{\partial^2 \Theta}{\partial z^2} = 0; \quad \frac{\partial \Theta}{\partial \tau} = 0,$$

где Θ, x, y, z, τ - температура, координаты точек тела и время.

Для нахождения приближенного решения указанного дифференциального уравнения в частных производных использован метод релаксации, реализованный средствами математического пакета Mathcad 7.0 Professional Edition.

Уравнение на квадратной области представляется в виде:

$$a_{i,j} \Theta_{i+1,j} + b_{i,j} \Theta_{i-1,j} + c_{i,j} \Theta_{i,j+1} + d_{i,j} \Theta_{i,j-1} - e_{i,j} \Theta_{i,j} = f_{i,j},$$

где a, b, c, d, e - квадратные матрицы одинакового размера, содержащие коэффициенты указанного уравнения;

f - квадратная матрица, содержащая значения правой части уравнения в каждой точке по области, в которой ищется решение;

Θ - квадратная матрица, содержащая граничные значения решения на границе области (граничные условия).

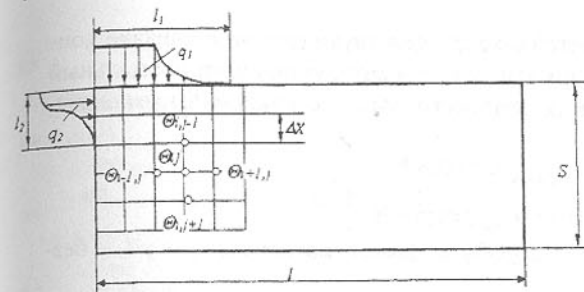


Рис.1. Схема для расчета температурного поля режущей пластины

На рис. 1 представлена схема для расчета температурного поля в режущей пластине толщиной S и длиной l . Сечение пластины разбито на n квадратных площадок со стороной квадрата Δx . Для произвольно выделенного ij узла, имеющего температуру Θ_{ij} , показаны четыре соседние точки, образующие указанную квадратную область: $i-1,j$; $i,j-1$; $i,j+1$ с соответствующими температурами $\Theta_{i-1,j}$; $\Theta_{i,j-1}$; $\Theta_{i,j+1}$.

На площадках контакта лезвия инструмента со стружкой и деталью имеют место граничные условия второго рода, определяемые законами распределения плотности тепловых потоков q_1 и q_2 . Предполагается, что остальные участки поверхностей пластины не обмениваются теплотой с окружающей средой и отдаленными от источника тепловыделения поверхностями. Для них $q_s = 0$.

Согласно [2], для источника q_1 , действующего в зоне трения стружки о переднюю поверхность инструмента, на основании теоретических и экспериментальных исследований установлен комбинированный закон изменения плотности, состоящий из участков равномерного q_{1p} на половине длины контакта стружки с передней поверхностью $l/2$ и экспоненциального распределения $q_{1p}(\phi)$ на другой половине:

$$q_{1p} = \frac{5,85V(P_{Z0} \sin \gamma + P_{N0} \cos \gamma)}{bl_1 k} \quad \text{при } 0 \leq \phi \leq 0,5;$$

$$q_{1p}(\phi) = q_{1p} \exp[-6(\phi - 0,5)] \quad \text{при } 0,5 \leq \phi \leq 1,$$

где V - скорость резания; γ - передний угол резца; b - ширина среза; k - коэффициент продольной усадки стружки; P_{Z0} - разность тангенциальной силы резания и силы трения по задней поверхности лезвия; P_{N0} - разность нормальной составляющей силы резания и силы трения по передней поверхности лезвия; $\phi = x/l_1$ - безразмерная координата.

Длина контактной площадки в направлении схода стружки, а также размеры сечения среза:

$$l_1 = 2a[k(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma]; \quad a = S \sin \varphi; \quad b = t / \sin \varphi,$$

где a - толщина среза; S - подача; t - глубина резания; φ - главный угол в плане.

Соответственно, для источника q_2 , действующего на площадке контакта детали с задней поверхностью инструмента, установлен нормальный закон распределения плотности теплового потока с максимальным значением у вершины лезвия:

$$q_{2\max} = 1,92\sigma_b V;$$

$$q_2(\phi) = q_{2\max} \exp[-3\phi^2],$$

где σ_b - предел прочности обрабатываемого материала; $\phi = y/l_1$ - безразмерная координата.

На основании решения указанного дифференциального уравнения теплопроводности проведен анализ влияния на температурное поле режущей пластины параметров механообработки, определяющих плотности тепловых потоков q_1 и q_2 (расчет осуществлялся при разбиении сечения пластины на $n = 1024$ элементов).

Выполнено сравнение температурных полей в минералокерамических и твердосплавных многогранных неперетачиваемых пластинах сборных резцов, имеющих различные коэффициенты теплопроводности: $\lambda = 14,2 \text{ Вт/м}^3 \cdot ^\circ\text{C}$ для ВОК60, $\lambda = 27,2 \text{ Вт/м}^3 \cdot ^\circ\text{C}$ для Т15К6. Расчеты производились для чистового точения при следующих условиях механообработки: обрабатываемый материал - сталь 45 с $\sigma_b = 750 \text{ МПа}$, коэффициентом усадки стружки $k = 2$; геометрические параметры - угол в плане $\varphi = 45^\circ$, передний угол $\gamma = 7^\circ$; режимы резания - скорость резания $v = 250 \text{ м/мин}$, подача $s = 0,2 \text{ мм/об.}$, глубина резания $t = 0,5 \text{ мм}$. Рассчитанная для этих условий длина контакта стружки с передней поверхностью лезвия $l_1 = 0,92 \text{ мм}$, принятая из условия допустимой величины изнашивания длина контакта задней поверхности лезвия с обрабатываемой деталью $l_2 = 0,2 \text{ мм}$. Максимальные значения плотностей тепловых потоков составили: $q_1 = 1,75 \cdot 10^4 \text{ Дж/м}^2 \cdot \text{с}$ и $q_2 = 3,42 \cdot 10^4 \text{ Дж/м}^2 \cdot \text{с}$. Выбранное значение размера $\Delta X = 0,002 \text{ мм}$. Рис. 2 представлены для сравнения температурные поля в пластинах из минералокерамики ВОК60 и твердого сплава Т15К6.

В результате анализа полученных температурных полей установлено, что для пластин из минералокерамики характерен более высокий уровень температур по всему полю, обусловленный меньшим значением коэффициента теплопроводности λ для минералокерамики в сравнении с твердыми сплавами. Наиболее высокую температуру имеет вершина лезвия, причем у пластины из минералокерамики она равна 1800°C , а у пластины из твердого сплава в 1,5 раза ниже и составляет 1200°C .

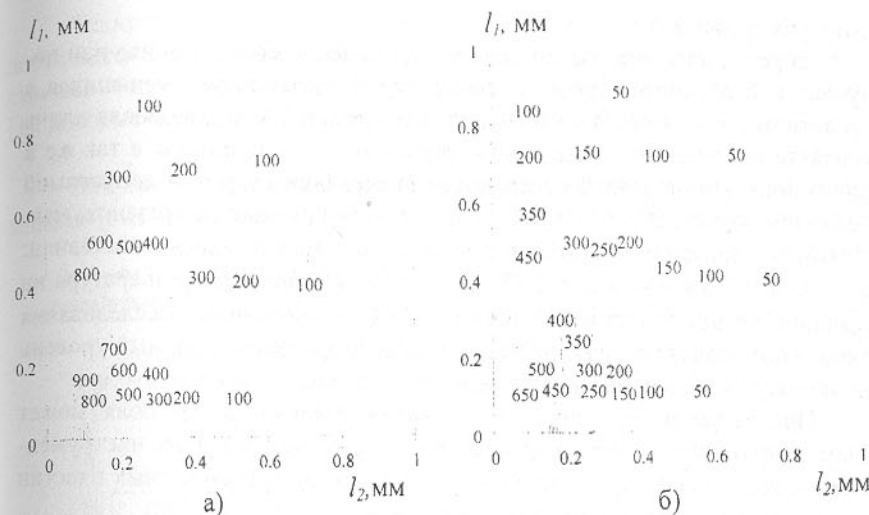


Рис. 2. Температурные поля в пластинах: а) ВОК60, б) Т15К6 при чистовой обработке

Особенностью распределения температур в поле пластины из минералокерамики является то, что высокие температуры порядка $1000^\circ\text{C} \dots 1200^\circ\text{C}$ сконцентрированы в узкой поверхностной зоне, не превышающей $0,1 \text{ мм}$, что может быть объяснено плохим теплоотводом из-за низкой теплопроводности. Следствием этого является низкая надежность таких пластин.

Аналогичные расчеты и выполнены для полустойковой обработки.

На рис. 3 представлено тепловое поле резца, оснащенного минералокерамикой ВОК60 при полустойковой обработке стали 45 при следующих режимах резания: - скорость резания $v = 200 \text{ м/мин}$, подача $s = 0,3 \text{ мм/об.}$, глубина резания $t = 1,0 \text{ мм}$. Допустимая величина износа принимается равной $0,4 \text{ мм}$. Остальные параметры механообработки приняты такими же, как в предыдущем расчете (на пре-

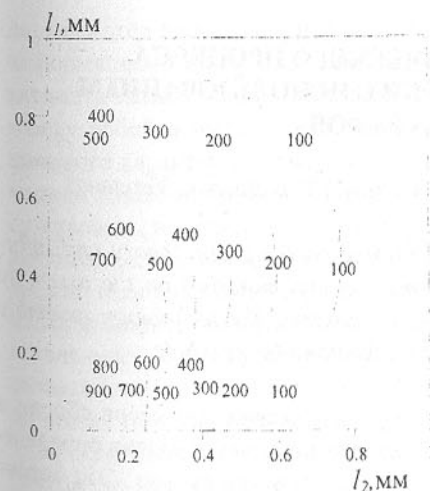


Рис.3. Тепловое поле резца ВОК60

дыдущих графиках).

В результате анализа температурных полей установлено, что при полустойковой обработке уровень температур по всему полю уменьшился в сравнении с чистой. Это объясняется тем, что в 1,5 раза возросла длина контакта по передней поверхности за счет увеличения подачи, а так же и длина контакта по задней поверхности за счет более высокой допустимой величины износа. В результате, несмотря на увеличение сил резания, максимальные значения плотностей тепловых потоков снизились и составили: $q_1 = 9,14 \cdot 10^3 \text{ Дж/м}^2 \cdot \text{с}$ и $q_2 = 2,43 \cdot 10^4 \text{ Дж/м}^2 \cdot \text{с}$. Наибольшая температура на вершине лезвия инструмента равна 1500°C . Выполненные исследования позволяют назначать режимы резания, обеспечивающие заданный уровень температур как на поверхностях режущего лезвия, так и в его глубине.

Предлагаемая методика исследования температурного поля может быть широко использована для различных сборных режущих инструментов с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин из различных инструментальных материалов.

Список литературы: 1. Ивченко Т.Г., Сагуленко Н.Г., Саенко В.В. Определение температурного поля реза с использованием метода конечных разностей // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. - Донецк: ДонГТУ. - 1998. - Вып.5 - С.58-63. 2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. - М.: Машиностроение, 1981. - 279с.

МОДЕЛЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА АВТОМАТИЧЕСКОЙ СБОРКИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТЕОРИИ ГРАФОВ

Ищенко А.Л., Ольховская О.О. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The assembly process technology model based on the graph theory and influence of three main flows (energy, information, and material) on the assembly object was proposed. The model allows to minimise the technology assembly process both for each separate flow and all the flows in the whole.

На ранних стадиях разработки технологических процессов сборки в условиях автоматического типа производства появляется задача определения более рационального технологического процесса сборки. Эта задача должна решаться на основании минимального использования трех потоков (материального, энергетического и информационного).

Технологическое преобразование сборочных компонент в изделие достигается целенаправленными совокупными технологическими воздействиями N материального S , энергетического E и информационного I типов [1], которые можно представить следующим образом:

$$N = S \cup E \cup I.$$

Эти три технологических воздействия осуществляются операторами модели (рис. 1), а именно: надсистемой (исполнителями), автоматической сборочной системой и средой. В связи с этим технологические воздействия можно описать выражениями:

$$S = \bigcup_{l=3}^3 S_l;$$

$$E = \bigcup_{l=3}^3 E_l;$$

$$I = \bigcup_{l=3}^3 I_l;$$

где l - количество операторов модели.

Следует отметить, что входы операторов (исполнители, автоматическая технологическая сборочная система, среда)

являются также материального S_{v1}, S_{v2}, S_{v3} энергетического E_{v1}, E_{v2}, E_{v3} и информационного I_{v1}, I_{v2}, I_{v3} типов. При этом названные операторы модели автоматической технологической сборочной системы взаимодействуют между собой и имеют связи материального, энергетического и информационного характеров (ответные и обратные реакции) рис. 1. Заметим, что в модели какой-то тип или группа типов воздействия или связей может отсутствовать, в зависимости от конкретных условий и задач проектирования автоматических технологических сборочных систем. В модели автоматической технологической сборочной системы преобразования над сборочными компонентами выполняются на основе некоторой технологии, представляющей собой упорядоченную совокупность целенаправленных частичных изменений. При этом свойства изделия могут быть получены различными технологиями.

Как известно, технологический процесс автоматической сборки [2] состоит из основных операций, подготовительных (мойка, сушка деталей, контроль, сортировка и комплектация), вспомогательных операций (контроль, поштучное и партионное деление, счет, распределение ...), после-

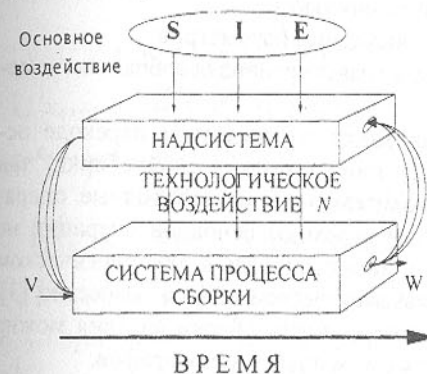


Рис. 1 Общая объемно-пространственная модель автоматической технологической сборочной системы

сборочных операций (контроль на выходе, заправка смазкой ...).

Основные операции автоматической сборки изделия выполняются на следующих переходах:

- 1) загрузка сопрягаемых компонент в загрузочные устройства и подача их в предварительно или окончательно ориентированном положении;
- 2) захват, отсекание и подача в базирующие устройства;
- 3) ориентация с требуемой точностью;
- 4) соединение и фиксация с требуемой точностью;
- 5) контроль выходных параметров;
- 6) выгрузка и транспортировка собранных изделий.

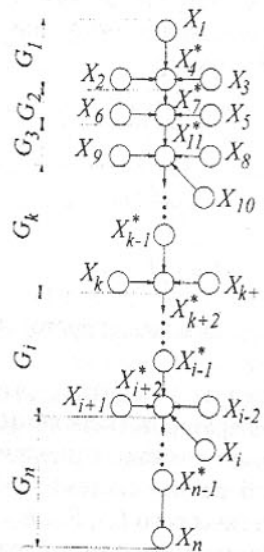


Рис. 2. Граф, обобщающий процесс сборки изделия

На первом этапе к элементу x_1 присоединяются два элемента x_2 и x_3 в результате чего получается промежуточная сборочная единица x_4 . Если произвести промежуточное деление графа G'_n на более мелкие составляющие (подграфы), которые будут заканчиваться промежуточными сборочными единицами x_j , то сборочный процесс получения промежуточного изделия x_j можно представить следующим образом:

$$G_1(X_1, U_1); \quad X_1 = \{x_1, x_2, x_3, x_4\}; \quad U_1 = \{u_{41}, u_{43}, u_{42}\} \Leftrightarrow \\ \Leftrightarrow X_1 = \{(e_1, i_1, s_1); (e_2, i_2, s_2); (e_3, i_3, s_3); (e_4, i_4, s_4)\}^*$$

На втором этапе к элементу x_4 присоединяются элементы x_6, x_8 и, в результате получаем промежуточную сборочную единицу x_7 (граф $G_2(X_2, U_2)$):

$$X_2 = \{x_4, x_5, x_6, x_7\}; \quad U_2 = \{u_{74}, u_{75}, u_{76}\} \Leftrightarrow \\ \Leftrightarrow X_2 = \{(e_4, i_4, s_4); (e_5, i_5, s_5); (e_6, i_6, s_6); (e_7, i_7, s_7)\}^*.$$

Таким образом поступаем для получения каждой промежуточной единицы x_j , до получения сборочного изделия x_n .

Операция объединения графов будет выглядеть следующим образом:

$$G'_n(X_n, U_n) = G_1(X_1, U_1) \cup G_2(X_2, U_2) \cup \dots \cup G_n(X_n, U_n).$$

Исходя из этого:

$$X_n = X_1 \cup X_2 \cup X_3 \cup \dots \cup X_k \cup \dots \cup X_i \cup \dots \cup X_n = \{x_1, x_2, x_3, x_4\} \cup \\ \cup \{x_4, x_5, x_6, x_7\} \cup \{x_7, x_8, x_9, x_{10}, x_{11}\} \cup \dots \cup \{x_{k-1}, x_k, x_{k+1}, x_{k+2}\} \cup \dots \cup \\ \cup \{x_{i-2}, x_{i-1}, x_i, x_{i+1}, x_{i+2}\} \cup \dots \cup \{x_{n-1}, x_n\} = \{(e_1, i_1, s_1); (e_2, i_2, s_2); (e_3, i_3, s_3); (e_4, i_4, s_4)\}^* \cup \\ \cup \{(e_4, i_4, s_4); (e_5, i_5, s_5); (e_6, i_6, s_6); (e_7, i_7, s_7)\}^* \cup \\ \cup \{(e_7, i_7, s_7); (e_8, i_8, s_8); (e_9, i_9, s_9); (e_{10}, i_{10}, s_{10}); (e_{11}, i_{11}, s_{11})\}^* \cup \dots \cup \\ \cup \{(e_{k-1}, i_{k-1}, s_{k-1}); (e_k, i_k, s_k); (e_{k+1}, i_{k+1}, s_{k+1}); (e_{k+2}, i_{k+2}, s_{k+2})\}^* \cup \dots \cup \\ \cup \{(e_{i-2}, i_{i-2}, s_{i-2}); (e_{i-1}, i_{i-1}, s_{i-1}); (e_i, i_i, s_i); (e_{i+1}, i_{i+1}, s_{i+1}); (e_{i+2}, i_{i+2}, s_{i+2})\}^* \cup \dots \cup \\ \cup \{(e_{n-1}, i_{n-1}, s_{n-1}); (e_n, i_n, s_n)\}^* = \{(e_1, i_1, s_1); (e_2, i_2, s_2); (e_3, i_3, s_3); (e_4, i_4, s_4); \\ (e_5, i_5, s_5); (e_6, i_6, s_6); (e_7, i_7, s_7); (e_8, i_8, s_8); (e_9, i_9, s_9); (e_{10}, i_{10}, s_{10}); (e_{11}, i_{11}, s_{11}); \\ (e_{k-1}, i_{k-1}, s_{k-1}); (e_k, i_k, s_k); (e_{k+1}, i_{k+1}, s_{k+1}); (e_{k+2}, i_{k+2}, s_{k+2}); (e_{i-2}, i_{i-2}, s_{i-2}); \\ (e_{i-1}, i_{i-1}, s_{i-1}); (e_i, i_i, s_i); (e_{i+1}, i_{i+1}, s_{i+1}); (e_{i+2}, i_{i+2}, s_{i+2}); \\ (e_{n-1}, i_{n-1}, s_{n-1}); (e_n, i_n, s_n)\}^*; \quad (1)$$

$$U_n = U_1 \cup U_2 \cup U_3 \cup \dots \cup U_k \cup \dots \cup U_i \cup \dots \cup U_n = \\ = \{u_{41}, u_{42}, u_{43}\} \cup \{u_{74}, u_{75}, u_{76}\} \cup \{u_{117}, u_{118}, u_{119}, u_{1110}\} \cup \\ \cup \{u_{(k+2)(k-1)}, u_{(k+2)k}, u_{(k+2)(k+1)}\} \cup \\ \cup \{u_{(i+2)(i-1)}, u_{(i+2)i}, u_{(i+2)(i-2)}, u_{(i+2)(i+1)}\} \cup \{u_{n(n-1)}\} \quad (2)$$

Таким образом формулы (1) и (2), описывающие сборку абстрактного сборочного изделия, отражают обобщенную информационную модель перехода (соединение и фиксация) основной операции технологического процесса автоматической сборки. Формулы (1) и (2), а также сам граф легко позволяют проследить все связи и влияние каждого кортежа на общую характеристику модели, а следовательно, и описываемого моделью исследуемого изделия. При этом большое удобство даст использование матрицы смежности M_e .

$$M_c = \begin{matrix} & \begin{matrix} x_1 & x_2 & x_3 & x_4 & x_5 & x_6 & x_7 & x_8 & x_9 & x_{10} & x_{11} & x_{12} & x_{13} & x_{14} & x_{15} & x_{16} & x_{17} & x_{18} & x_{19} & x_{20} & \sum_{m=1}^{20} a_{mn} \end{matrix} \\ \begin{matrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \\ x_6 \\ x_7 \\ x_8 \\ x_9 \\ x_{10} \\ x_{11} \\ \dots \\ x_{12} \\ x_{13} \\ x_{14} \\ x_{15} \\ x_{16} \\ x_{17} \\ x_{18} \\ x_{19} \\ x_{20} \\ \sum_{m=1}^{20} a_{mn} \end{matrix} & \begin{matrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ \dots & \dots \\ x_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ x_{13} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ x_{14} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 1 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ x_{15} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ \dots & \dots \\ x_{16} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ x_{17} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ x_{18} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ x_{19} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ x_{20} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ \sum_{m=1}^{20} a_{mn} & 0 & 0 & 0 & 3 & 0 & 0 & 3 & 0 & 0 & 4 & \dots & 0 & 0 & 0 & 4 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & 5 & 0 & 2 & \end{matrix} \quad (3)$$

Как известно [4], матрица смежности определяет структуру графа. Отметим некоторые свойства матриц смежности [4], используемые при решении практических задач:

1. Нулевые столбцы определяют вершины - истоки, нулевые строки - стоки.
2. Матрица смежности содержит единицы (или другие положительные числа, отличные от нуля) по главной диагонали тогда и только тогда, когда граф имеет петли. Наличие по главной диагонали матрицы только нулей свидетельствует об отсутствии петель.
3. Если отношение числа элементов матрицы, расположенных под главной диагональю (при строго последовательной нумерации вершин), к числу элементов, расположенных над главной диагональю, равно единице, то граф симметричный, если же это условие нарушено, то граф асимметричный.
4. Возведением матрицы в степень можно определить длину всех путей.

Наиболее ценным, в наших условиях, являются второе и четвертое свойства. Наличие петель в структуре графа говорит о том, что промежуточное сборочное изделие, сборочная компонента или сборочное изделие должно получить какое-либо дополнительное воздействие (например: развальцовка самостопорящихся гаек после сборки; кернение резьбовых соединений ...). Определение длин всех путей позволяет определить минимально-необходимое количество «цепочки» технологических воздействий

на сборочные компоненты, для получения сборочного изделия. В нашем случае для графа рис. 2 общая матрица смежности представлена выражением (3). Из анализа матрицы смежности следует, что три исходные компоненты x_1, x_2, x_3 формируют промежуточную структурную компоненту x_4 ; компонента x_4 может считаться первичной и является начальной (базовой) для получения промежуточной компоненты x_7 ; в свою очередь промежуточная компонента x_7 может считаться первичной для получения промежуточной компоненты x_8 и т.д.

Формирование выводимой структурной компоненты x_n ведется по всем путем последовательно (возможны варианты параллельного, параллельно-последовательного или последовательно-параллельного получения), участвуют все предшествующие ей структурные компоненты модели, общее число которых составляет $(p-1)$, где p - общее количество вершин графа (или сборочных компонент). Приписав единичному элементу матрицы смежности a_{mn} , который соответствует связи между компонентами x_n и x_m , «вес» компоненты x_m (дугам u_{nm} графа приписываются соответствующие числовые значения), можно получить количественную оценку параметров модели

$$x_n = \sum_{m=1}^{p-1} x_m, \quad (4)$$

где p - число связей, участвующих в формировании (выводе) компоненты x_n .

Аналогично определяется и значение основной компоненты

$$x_i = \sum_{m=1}^{p-1} x_m. \quad (5)$$

Каждая промежуточная компонента x_n (4) модели соответствует завершению определенного этапа формирования изделия при его сборке и определяет порядок модели. Он равен числу дуг графа, соединяющих компоненту x_n с наиболее удаленной (по пути) исходной компонентой. Математически порядок x_n можно определить через ранг r матрицы смежности M_c . Так как каждая структурная компонента описывается картежом $x_j = (e_j, i_j, s_j)$, состоящим из энергетических информационных и материальных потоков, то, вполне допустимо, составить три матрицы смежности. В результате комплексного анализа матриц смежности и каждой в отдельности можно получить полную картину технологического процесса сборки. Для получения полной картины процесса сборки введем кодирование по каждому потоку, определяющее два или более необходимых для качественно-го процесса сборки уровней.

Для материального потока:

s_i - наличие сборочной компоненты;

s_2 - отсутствие сборочной компоненты.

Для энергетического потока:

e_1 - отсутствие дополнительных энергетических затрат;

e_2 - минимальные дополнительные энергетические затраты;

e_3 - средние дополнительные энергетические затраты;

e_4 - максимальные энергетические затраты.

Для информационного потока:

i_1 - наличие положительной информации о качестве сборки;

i_2 - отсутствие или отрицательная информация о качестве сборки.

Приведенные зависимости и использование кодирования позволит на ранних стадиях проектирования технологического процесса сборки и автоматических технологических сборочных систем осуществить минимизацию использования материальных, энергетических и информационных потоков и тем самым выбрать наиболее рациональный вариант технологического процесса сборки.

Список литературы: 1. Хубка В. Теория технических систем. М. Мысль, 1985. - 236 с. 2. Косилов В. В. Технологические основы проектирования автоматического сборочного оборудования. М., «Машиностроение», 1976. - 248 с. 3. Лебедовский М. С., Вейц В. Л., Федотов А. И. Научные основы автоматической сборки. - Л.: Машиностроение, 1985. - 316 с. 4. Берж К. Теория графов и ее приложения. - М.: ИЛ, 1982. - 319 с.

УСТАНОВЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ НАПРЯЖЕНИЙ ОТ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Калафатова Л.П., Богатырев В.А. (ДонГТУ, ДонГУ, г. Донецк, Украина)

Operation characteristics of pyroceramics goods depend on the defectness of the machined surface which is predetermined by the level of force and strain of grinding. The principles of modelling the technological processes of pyroceramics goods abrasive machining have been worked out. These principles contain the mathematical connection between force and strain of grinding on the surface formed.

Эффективность механической обработки хрупких неметаллических материалов определяется глубиной и структурой дефектного слоя, образующегося при взаимодействии абразивного инструмента с обрабатываемым материалом (ОМ). Для решения задачи оптимизации параметров про-

цесса шлифования необходима разработка математической модели образования и развития дефектного слоя.

При создании математической модели исходим из того, что на обрабатываемой поверхности имеется $m_{од}$ одиночных дефектов (зон предразрушения). Каждый дефект характеризуется напряжениями $[\sigma_i]$, при которых происходит образование трещины. Вероятность P_p образования трещины в i -й зоне предразрушения определяется [1] вероятностью события, при котором напряжения σ_p , возникающие от сил резания, будут не менее $[\sigma_i]$:

$$P_p = P(\sigma_p \geq [\sigma_i]). \quad (1)$$

Число дефектов N на единице обработанной поверхности определяется числом зон предразрушения $m_{од}$, на которые воздействует сила, и вероятностью образования дефекта (трещины)

$$N = m_{од} P_p. \quad (2)$$

При известном значении $m_{од}$ задача сводится к определению вероятности образования трещины P_p , то есть, установлению зависимости (1). Для этого необходимо знать законы распределения напряжений в ОМ до обработки и при резании.

Для процессов обработки абразивным инструментом напряжения при резании σ_p не остаются постоянными, а зависят от условий контакта абразивных зерен с обрабатываемым материалом. В общем случае

$$\sigma_p = \sigma_a + \sigma_\theta, \quad (3)$$

где σ_a - напряжения, возникающие от сил резания;

σ_θ - напряжения, возникающие от изменения температур в поверхностном слое.

Учитывая особенности процесса абразивной обработки материалов на основе стекла и их прочностные характеристики, напряжениями, обусловленными изменением температур в поверхностном слое изделия, можно пренебречь. Таким образом, в нашем случае $\sigma_p = \sigma_a$.

Разрушение припуска при шлифовании хрупких неметаллических материалов единичными зернами носит периодический характер. Причем акт нарушения сплошности материала определяется достижением текущих напряжений от сил резания уровня допустимых максимальных нормальных напряжений. При шлифовании внедрение зерна-индентора в ОМ под действием нормальной составляющей силы резания P_{y_i} сопровождается его относительным перемещением по некоторой траектории, определяемой движением формообразования, под действием тангенциальной состав-

ляющей силы резания P_{zi} . При этом между составляющими силами существует связь, описываемая зависимостью [2]

$$P_{zi} = k_f P_{yi} \quad (4)$$

Здесь k_f - коэффициент влияния тангенциальной составляющей силы резания на напряженно-деформированное состояние в зоне взаимодействия зерна с ОМ. Значение k_f изменяется от коэффициента трения зерна по обрабатываемому материалу до коэффициента абразивного резания, что связано с условиями протекания процесса резания и, прежде всего, со схемой шлифования.

Напряжения растяжения $\sigma_{P_{zi}}$, возникающие при одновременном действии нормальной и тангенциальной составляющих, могут быть определены зависимостью

$$\sigma_{P_{zi}} = \sigma_{P_{yi}} + \sigma_{P_{zi}} \quad (5)$$

где $\sigma_{P_{yi}}$, $\sigma_{P_{zi}}$ - напряжения растяжения, действующие на круговой границе поверхности контакта зерна в радиальном направлении и возникающие от действия соответственно сил P_{yi} и P_{zi} .

При моделировании режущей части абразивного зерна сферой радиуса R по данным [2] суммарное напряжение в ОМ при контакте с зерном можно представить в виде

$$\sigma_{P_{zi}} = \frac{P_{yi}(1-2\nu)}{2\pi a^2} \left[1 + \frac{k_f(8+\nu^2)}{2(1-2\nu)} \right] \quad (6)$$

где ν - коэффициент Пуассона ОМ;

a - радиус пятна контакта, определяемого площадкой смятия в ОМ под воздействием абразивного зерна.

Абразивная обработка реализуется при условии значительного превышения модуля упругости зерна-индентора по отношению к модулю упругости ОМ. Поэтому при вдавливании сферы в упругую полуплоскость размеры образующейся площадки смятия a зависят от деформации ОМ и могут быть выражены через геометрические параметры шарового сегмента, то есть $a = \sqrt{2Rt - t^2}$, где t - высота сегмента деформированного объема обрабатываемого материала. В процессе шлифования t представляет собой глубину врезания и существенно меньше R . Тогда $a \approx \sqrt{2Rt}$.

С другой стороны, по данным [3] при шлифовании хрупких материалов соотношение между радиусом пятна контакта (полушириной риски, возникающей в ОМ при перемещении одиночного зерна) и глубиной резания (глубиной риски) связано соотношением $a/t = j$, где j - постоянная

величина, зависящая от физико-механических свойств ОМ. Так, например, для ситаллов $j = 7,2$.

Учитывая сказанное, можно выразить a через радиус режущей части зерна $a = \sqrt{4R^2/j}$. Тогда выражение (6) примет вид

$$\sigma_{P_{zi}} = \frac{P_{yi}(1-2\nu)j}{8\pi R^2} \left[1 + \frac{k_f(8+\nu^2)}{2(1-2\nu)} \right] = C \frac{P_{yi}}{R^2} \quad (7)$$

где C - постоянный для конкретных условий шлифования коэффициент, равный $C = \frac{(1-2\nu)j}{8\pi} \left[1 + \frac{k_f(8+\nu^2)}{2(1-2\nu)} \right]$.

Анализируя зависимость (7), можно заключить, что $\sigma_{P_{zi}}$ определяется значением нормальных усилий на зерне и размерами зерна.

Для определения напряжений, возникающих при резании, необходимо задаться законом изменения усилий резания. Моделирование процесса алмазного шлифования стекломатериалов осуществлялось в условиях реализации схемы врезного плоского торцового шлифования.

Использовалась модель шлифовального круга [4], основывающаяся на ряде допущений:

- Алмазные зерна представлены эквивалентными цилиндрами, имеющими режущую часть в виде шарового сегмента переменного радиуса R , равного величине выступания зерен над условной поверхностью связки h . Это позволяет дифференцированно оценить распределение нагрузки между отдельными зернами, находящимися на различном уровне в поверхностном слое круга.
- Распределение размеров зерен в инструменте подчинено нормальному закону. Длина зерен принята постоянной и равной среднему значению этого размера для зерен данной зернистости (l_{cp}).
- Распределение зерен по высоте над уровнем связки описывается нормальным законом распределения с плотностью

$$q(h) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} e^{-\frac{(h-h_p)^2}{2\sigma^2}} \quad (9)$$

при среднеквадратичном отклонении $\sigma = \frac{\Delta_{max}}{6}$ и центре группирования

$h_{cp} = (0,5 + b_0)$, где $b_0 = 0,15$. Здесь Δ_{max} максимальная величина выступания зерен над поверхностью связки, определяемая из условия удержания зерен на поверхности правленого круга при его нормальной работе и рав-

ная [6] $0,3/l_{cp} \leq \Delta_{\max} \leq 0,66/l_{cp}$.

- Зерна жестко закреплены в связке. Износом зерен и связки пренебрегаем.

Приняты следующие условия контакта модели шлифовального круга и обрабатываемого материала.

- Разрушение объемов материала при шлифовании осуществляется путем хрупкого отрыва или скалывания. Каждое зерно, вступающее в контакт с обрабатываемой поверхностью, осуществляет ее разрушение. Контакт зерна с обрабатываемой поверхностью аналогичен контакту сферы с идеально гладкой полуплоскостью.
- Влиянием диспергированного материала на процесс шлифования пренебрегаем. Рассматриваются условия свободного резания.
- При шлифовании хрупких материалов по схеме торцового шлифования доминирующее влияние на производительность процесса, глубину и структуру дефектного слоя оказывает нормальная составляющая силы резания P_y . При определении напряжений от усилий резания по формуле (7) степень влияния тангенциальной составляющей силы резания будет учтена за счет определенной величины коэффициента k_f .
- Процесс шлифования рассматривается в условиях равновесного состояния системы инструмент-деталь, определяемого предельным (исходя из прочности материала изделия) значением удельных давлений на зернах инструмента. При этом для конкретных условий шлифования существует зависимость нормальной силы резания от величины заглабления зерен круга, то есть $P_y = f(h')$ [4].

Произведя суммирование элементарных сил по всей совокупности зерен, участвующих в резании, получим: $P_z = \sum P_{z_i}$; $P_y = \sum P_{y_i}$, где P_y и P_z соответственно нормальная и тангенциальная составляющие силы резания, приложенные к обрабатываемой поверхности. Реакцией на совокупное воздействие этих сил на обрабатываемую поверхность является возникновение в материале изделия напряжений $\sigma_p = \sum \sigma_{p_{\Sigma i}}$.

Для определения напряжений в зоне резания, используя формулу (7), необходимо установить значение элементарных нормальных усилий P_{y_i} на отдельных зернах. Предположив, что все зерна, взаимодействующие с поверхностью материала, являются разрушающими, усилие P_{y_i} определялось на основании положений теории упругости, описывающих параметры контакта при взаимодействии сферы и полуплоскости [6]

$$P_{y_i} = \frac{\pi^5}{6} [q_0]^3 (k_1 + k_2)^2 R^2, \quad (10)$$

где $[q_0]$ - предельное давление в зоне контакта, приводящее к разрушению материала под зерном, равное микротвердости материала;

$k_1 = \frac{1 - \nu_1^2}{\pi E_1}$, $k_2 = \frac{1 - \nu_2^2}{\pi E_2}$, где E_1 , E_2 - модули упругости соответственно ОМ и абразивного зерна.

Вводя в (10) постоянный коэффициент $A = \frac{\pi^5}{6} (k_1 + k_2)^2$, получим,

что

$$P_{y_i} = A [q_0]^3 R^2 \quad (11)$$

и определяется прочностными характеристиками материала и размером зерна.

Определив нормальную составляющую силы резания при шлифовании на отдельном зерне, можно, согласно зависимости (8), определить напряжения в обрабатываемом материале, вызванные воздействием этого зерна. В свою очередь, напряжения в материале, возникающие при взаимодействии абразивного инструмента с обрабатываемой поверхностью, могут быть выражены зависимостью $\sigma_p = \sum \sigma_{p_{\Sigma i}} = C \sum \frac{P_{y_i}}{R^2} = f(P_y)$. Для определения σ_p необходимо прежде всего установить закон изменения результирующей нормальной силы P_y , для чего, согласно принятым допущениям, установить ее зависимость от заглабления инструмента.

При анализе взаимодействия инструмента с обрабатываемой поверхностью разобьем величину заглабления зерен в материал Δ на n равных элементарных участков. Так как $R = h$, то число зерен на i -м участке равно $N_i (x_i \leq h < \Delta x)$. Сила P_y , необходимая для заглабления зерен круга на величину Δ , определится как

$$P_y = \sum_{i=0}^{n-1} \frac{N_i (x_i \leq h < x_{i+1})}{\Delta x} P_{y_i}(\tilde{x}_i) \Delta x. \quad (12)$$

Согласно теореме о среднем,

$$N_i (x_i \leq h < x_{i+1}) = N_{\text{общ}} q(\tilde{x}_i) \Delta x, \quad (13)$$

где $N_{\text{общ}}$ - число зерен, выступающих из связки на номинальной площади контакта инструмента с деталью;

$q(x)$ - плотность распределения зерен над уровнем связки.

Тогда при $\Delta x \rightarrow 0 (n \rightarrow \infty)$ имеем

$$P_y = \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \sum_{i=0}^{n-1} N_{обш} q(\tilde{x}_i) P_{y_i}(\tilde{x}_i) \Delta x. \quad (14)$$

Учитывая, что $\sigma_p = \sum \sigma_{p_{\Sigma i}} = f(P_y)$, $\sigma_{p_{\Sigma i}} = C \frac{P_{y_i}}{R^2}$, а $P_{y_i} = A[q_0]^3 R^2$, и полагая, что $R = h = x$, $P_{y_i}(x) = A[q_0]^3 x^2$, а $q(x)$ определяется уравнением (9), возможен переход к определению напряжений от усилия резания, которые выразятся следующим образом

$$\begin{aligned} \sigma_p &= \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \sum_{i=0}^{n-1} N_{обш} A[q_0]^3 q(\tilde{x}_i) \frac{[R(\tilde{x}_i)]^2}{[R(\tilde{x}_i)]^2} \Delta x = \\ &= \int_{x_0}^x C N_{обш} A[q_0]^3 \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma}} e^{-\frac{(x-x_{cp})^2}{2\sigma^2}} dx. \end{aligned} \quad (15)$$

Анализируя выражение (15), можно отметить, что величина напряжений от усилий резания зависит прежде всего от физико-механических свойств обрабатываемого материала $[q_0]$ и параметров инструмента, характеризующих его режущую способность. Так концентрация алмазов и зернистость круга сказываются на общем числе зерен ($N_{обш}$), расположенных на площади контакта деталь-инструмент, и на величине средних размеров зерен (l_{cp}). При установленном законе распределения зерен по высоте концентрация и зернистость круга определяют параметры закона распределения зерен, а именно, дисперсию (σ) выступания вершин зерен над уровнем связки, средний размер выступания зерен (x_{cp}), максимальный вылет зерна из связки (Δ_{max}) и число зерен на уровнях. Вид связки, марка и прочностные размеры зерен косвенно влияют на глубину их заделки в связке, прочность удержания в ней и, следовательно, на величину Δ_{max} . Маркой алмаза также определяются упругие характеристики зерен E_1 и E_2 , от которых зависит значение коэффициента A .

Таким образом, полученная зависимость (15) позволяет решать задачу определения уровня дефектности хрупких обрабатываемых материалов в зависимости от параметров процесса шлифования.

Список литературы: 1. Богатырев В.А., Калафатова Л.П. Представление параметров процесса абразивной обработки линейным преобразованием // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. - Донецк: ДонГТУ. - 1999. - Вып. 7. С. 8-13. 2. Бурмистров В.В. К теории определения сил шлифования, действующих на единичных зернах, при обработке хрупких материалов // Резание и инструмент: Республ. межведомств. на-

учн.-техн. сб. - Харьков: Изд-во ХПИ. - 1990. - Вып. 46. С. 14-19. 3. Апанасенко В.И. Выбор режимов шлифования твердых и хрупких материалов, исходя из требуемой чистоты поверхности: Автореф. дис.... канд. техн. наук: 05.02.08. - Орджоникидзе, 1972. 18 с. 4. Бурмистров В.В., Калафатова Л.П. Расчет нормальной составляющей силы шлифования для упругой схемы обработки хрупких материалов // Резание и инструмент. - Харьков: ХПИ. - 1990. - Вып. 44. - С. 107-113. 5. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник/Под ред. А.Н. Резникова. - М.: Машиностроение, 1977. - 391 с. 6. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости, 2-е изд. - М.: Наука, 1979. - 560 с.

ОБКАТКА ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КОЛЕС ОБКАТНИКАМИ, ПОЛУЧЕННЫМИ В ПРОСТРАНСТВЕННОМ СТАНОЧНОМ ЗАЦЕПЛЕНИИ

Кириченко И.А., Витренко В.А., Должков М.А.
(ВУГУ, г. Луганск, Украина)

The article deals with cold rolling of teeth with the help of rollers obtained in a space machine - tool engagement on one-cavity hyperbolas.

В технологии финишной отделки зубьев цилиндрических колес часто применяют холодную обкатку зубьев взамен зубошвингования. В отличие от зубошвингования при обкатке окончательная обработка боковых поверхностей зубьев зубчатого колеса осуществляется без снятия стружки посредством пластического деформирования металла в холодном состоянии.

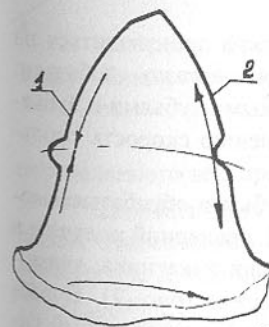


Рис. 1. Изменение формы зуба в процессе обкатки.

Во время процесса обкатки обрабатываемое зубчатое колесо и инструмент-обкатник, имеющий форму цилиндрического зубчатого колеса, находятся в беззазорном зацеплении. В результате взаимного относительного скольжения профилей зубьев заготовки и инструмента, на противоположных сторонах зуба материал припуска течет в разных направлениях [1]. На ведомой стороне 1 профиля зуба колеса (рис.1.) металл перемещается от головки и ножки зуба к делительной окружности. В результате на делительной окружности происходит наваливание металла - образует-

ся выступ.

На противоположной стороне зуба 2 металл перемещается от делительной окружности к головке и ножке зуба, в результате в зоне делительной окружности появляется впадина. Кроме того, вследствие течения металла в сторону головки зуба, наружный диаметр обрабатываемого колеса увеличивается. Различный характер деформаций и течения металла на обеих сторонах зубьев создают трудности в получении симметричного профиля зуба обрабатываемого колеса. Чтобы получить удовлетворительные результаты, вводят различную коррекцию на каждой стороне зуба обкатника, что является сложной технологической задачей. При этом величину припуска под обкатку принимают небольшой, примерно в 2 раза меньше, чем под шевингование, который находится в пределах 0,02 - 0,03 мм. В настоящее время разработано несколько технологических схем для обкатки зубьев.

Обкатывание зубьев ведется при помощи трех, двух или одного обкатника на специальных зубообкатных станках или на токарных, горизонтально-фрезерных и других станках, работающих при параллельных осях. Недостатком этой группы станков, как это следует из рис.1., является значительный перепад скоростей скольжения между полюсом зацепления и головкой или ножкой зуба, что приводит к снижению точности и производительности процесса обкатки.

На станках, работающих при скрещивающихся осях, обеспечивается более равномерный перепад скоростей скольжения, но из-за точечного характера касания между обрабатываемым колесом и обкатником увеличивается интенсивность износа обкатника, в результате чего резко снижается его стойкость и в результате происходит потеря точности изделия [2]. Кроме сказанного следует иметь в виду, что обкатник должен иметь подачу вдоль оси изделия.

Из приведенного выше следует: обкатка должна производиться на станках при скрещивающихся осях. При этом можно добиться: 1)линейного характера касания между обрабатываемыми зубьями и зубьями обкатника; 2) выровнять по величине и направлению скорость скольжения по всему полю зацепления.

Чтобы получить линейный контакт между зубьями обрабатываемого цилиндрического колеса 1 и зубьями обкатника 2, последний получим в пространственном станочном зацеплении при помощи накатника, являющегося копией обкатываемого цилиндрического колеса (рис. 2). В рассматриваемом случае обкатник получим на теле вида "однополостный гиперболоид". Линии контакта (рис. 3) получены в неподвижной системе координат XYZ [3].

Определим скорость скольжения между зубьями обрабатываемого колеса 1 и гиперболоидного обкатника 2. Пусть в станочном зацеплении с перекрещивающимися осями колеса 1 и 2 вращаются вокруг осей Z_1 и Z_2 с угловыми скоростями $\vec{\omega}_0^{(1)}$ и $\vec{\omega}_0^{(2)}$ (рис.2.).

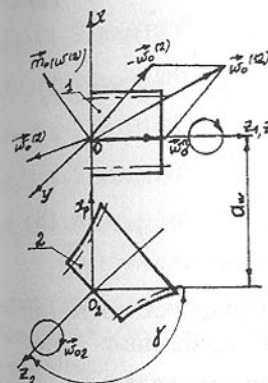


Рис.2. Образование обкатника.

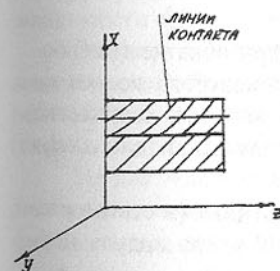


Рис.3. Линии контакта.

Скорость точки обрабатываемого зуба цилиндрического колеса 1 в системе XYZ определяется уравнением:

$$\vec{V}^{(1)} = \vec{\omega}_0^{(1)} \times \vec{r} \quad (1)$$

где r - радиус-вектор точки обрабатываемого колеса.

Для определения скорости точки обкатника 2 в системе XYZ приведем вектор $\vec{\omega}_0^{(2)}$ к точке O, заменив его вектором $\vec{\omega}_0^{(2)}$ и вектором - моментом

$$\vec{m}_0(\vec{\omega}^{(2)}) = \vec{r}_{02} \times \vec{\omega}^{(2)} \quad (2)$$

Здесь $\vec{r}_{02} = \vec{OO}_2$ - радиус-вектор, проведенный из точки приведения O к какой-нибудь точке линии действия вектора $\vec{\omega}_0^{(2)}$; за такую точку выбрана O_2 .

Скорость точки гиперболоидного обкатника 2 определяется уравнением:

$$\begin{aligned} \vec{V}^{(2)} &= \vec{\omega}_0^{(2)} \times \vec{r} + \vec{m}_0(\vec{\omega}^{(2)}) = \\ &= \vec{\omega}_0^{(2)} \times \vec{r} + \vec{a}_w \times (\vec{\omega}^{(2)}) \end{aligned} \quad (3)$$

Вектор $\vec{V}^{(2)}$ представляет геометрическую сумму двух скоростей: вращательного движения вокруг оси O с угловой скоростью $\vec{\omega}_0^{(2)}$ и поступательного движения со скоростью, определяемого вектором-моментом $\vec{m}_0(\vec{\omega}^{(2)})$.

Скорость движения точки, жестко связанной с цилиндрическим колесом, относительно той же точки, жестко связанной с гиперболоидным обкатником 2, определится уравнением:

$$\vec{V}^{(12)} = \vec{V}^{(1)} - \vec{V}^{(2)} = (\vec{\omega}_0^{(1)} - \vec{\omega}_0^{(2)}) \times \vec{r} - \vec{m}_0(\vec{\omega}^{(2)}) = \vec{\omega}_0^{(12)} \times \vec{r} - \vec{a}_w \times \vec{\omega}_0^{(2)} \quad (4)$$

Относительное движение колеса 1 по отношению к обкатнику 2 определяется вектором $\vec{\omega}_0^{(12)} = \vec{\omega}_0^{(1)} - \vec{\omega}_0^{(2)}$, проходящим через точку приведения O, и вектором-моментом - $\vec{m}_0(\vec{\omega}^{(2)})$.

Найдем проекцию $\vec{v}^{(12)}$, приняв во внимание, что:

$$\vec{\omega}_0^{(1)} = \vec{\omega}^{(1)} \vec{k}, \quad \vec{\omega}_0^{(2)} = \omega^{(2)} \sin \gamma \vec{j} + \omega^{(2)} \cos \gamma \vec{k} \quad (5)$$

$$\vec{\omega}_0^{(12)} = -\omega^2 \sin \gamma \vec{j} + (\omega^{(1)} - \omega^{(2)} \cos \gamma) \vec{k} \quad (6)$$

$$\vec{a}_w = -a \vec{i} \quad (7)$$

где $\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$ - орты координатных осей.

Не нарушая общности, примем, что $\omega^{(1)} = 1/\epsilon, a \omega^{(2)} = \omega^{(1)} u_{21} = u_{21}/\epsilon$

В результате получим:

$$V_x^{(12)} = -y(1 - u_{21} \cos \gamma) - z u_{21} \sin \gamma,$$

$$V_y^{(12)} = x(1 - u_{21} \cos \gamma) - a_w u_{21} \cos \gamma, \quad (8)$$

$$V_z^{(12)} = (x + a_w) u_{21} \sin \gamma$$

Для того чтобы получить истинные значения проекций скорости относительного движения, правые части выражений (8) необходимо умножить на величину $\omega^{(1)}$ угловой скорости вращения зубчатого колеса 1.

В уравнениях (8) x, y, z - координаты точек зубьев колеса 1 в неподвижной системе координат, u - передаточное число, γ - углы скрещивания осей, a_w - кратчайшее межосевое расстояние.

Проведем исследование скорости скольжения при обкатке гиперболоидными обкатниками зубьев цилиндрического прямозубого колеса со следующими геометрическими параметрами: модуль $m=1$ мм, количество зубьев $Z_1=76$, делительный диаметр $d_1=mZ_1=76$ мм, диаметр впадин $d_f=d_d-2,5m=73,5$ мм, наружный диаметр $d_o=d_d+2m=78$ мм.

Геометрические размеры гиперболоидного обкатника (в статье рассматривается два обкатника): количество зубьев $Z_2=7$ и 16; модуль нормальный $m=1$ мм, угол скрещивания осей $\gamma=90^\circ \dots 180^\circ$ (рис. 2). При $\gamma=180^\circ$ оси обкатника и обкатываемого прямозубого колеса параллельны и обкатник становится прямозубым цилиндрическим колесом. Угол наклона зубьев на гиперболоидном обкатнике определяется со следующего уравнения $\beta=180^\circ - \gamma$. Из изложенного следует, что геометрия гиперболоидного обкатника изменяется в зависимости от угла наклона β , т.е. в зависимости от принятого угла скрещивания осей γ . Для примера рассчитаем гиперболоидные обкатники с $Z_2=7$ и $Z_2=16, m=1$ мм. Геометрические размеры гиперболоидных обкатников изменяются в зависимости от угла скрещивания осей γ (угла β наклона зуба в горловом сечении). Определим делительные диаметры искомых гиперболоидных обкатников в горловых сечениях (min диаметр накатника) по известной из ТММ зависимости:

$$d_2 = mZ_2 / \cos \beta = mZ_2 / \cos(180^\circ - \gamma) \quad (9)$$

при $Z_2=7$

$$d_2 = 1 \cdot 7 / \cos(180^\circ - 180^\circ) = 7 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 7 / \cos(180^\circ - 165^\circ) = 7,25 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 7 / \cos(180^\circ - 150^\circ) = 8,08 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 7 / \cos(180^\circ - 135^\circ) = 9,9 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 7 / \cos(180^\circ - 120^\circ) = 14 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 7 / \cos(180^\circ - 105^\circ) = 27,05 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 7 / \cos(180^\circ - 92^\circ) = 200,6 \text{ мм}$$

при $Z_2=16$

$$d_2 = 1 \cdot 16 / \cos(180^\circ - 180^\circ) = 16 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 16 / \cos(180^\circ - 165^\circ) = 16,56 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 16 / \cos(180^\circ - 150^\circ) = 18,48 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 16 / \cos(180^\circ - 135^\circ) = 22,63 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 16 / \cos(180^\circ - 120^\circ) = 32,0 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 16 / \cos(180^\circ - 105^\circ) = 61,82 \text{ мм}$$

$$d_2 = 1 \cdot 16 / \cos(180^\circ - 95^\circ) = 180,99 \text{ мм}$$

Из приведенных расчетов следует, что при малых углах наклона β диаметры гиперболоидных обкатников принимают небольшие значения. Чтобы увеличить диаметры обкатников, необходимо количество зубьев Z_2 увеличивать.

Для нахождения наружных диаметров гиперболоидных обкатников в горловом сечении необходимо к делительному диаметру d_2 прибавить 2,5 m (две высоты головки), а диаметры впадин будут определяться из известной зависимости $d_f=d_2-2,5m$ (две ножки).

Выразив в выражениях (8) координаты x, y и z обкатываемого цилиндрического эвольвентного колеса с параметрами $Z_1=76, m=1$ мм в неподвижной системе координат $S(XYZ)$, вычислим относительную скорость (скорость скольжения).

На рис. 4 приведены скорости скольжения, направленные по профилю эвольвентного зуба. Анализ численных значений показывает, что профильное скольжение зависит от угла скрещивания γ осей гиперболоидного обкатника и цилиндрического зубчатого колеса.

При этом в интервале углов $\gamma=90^\circ \dots 135^\circ$ профильное скольжение не меняет знак. Это показывает, что профильная подача направлена в одну сторону по всему профилю, и при обкатывании колес не будет возникать в области делительной окружности "впадин" и "выступов". Самые благоприятные условия обкатки по этому показателю

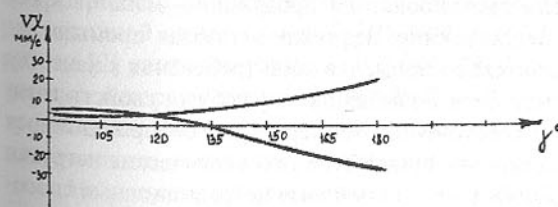


Рис. 4. Скорость скольжения при обкатке зубьев.

по этому показателю (профильное

скольжение) находятся в интервале углов $\gamma = 90^0 - 130^0$. Поэтому при конструировании гиперболоидных обкатников их размеры рассчитываются при $\gamma = 90^0 - 130^0$.

Таким образом, при обкатывании зубьев гиперболоидными обкатниками можно найти такие углы скрещивания осей γ , при которых профильное скольжение направлено в одну сторону по всему профилю и по величине практически не изменяется. Заметим, что относительное скольжение $\bar{V}^{(12)}$ практически равно скольжению $\bar{V}_Z^{(12)}$ вдоль оси обрабатываемого цилиндрического колеса, что благоприятно влияет на процесс обкатки зубьев цилиндрических колес.

Список литературы: 1. Производство зубчатых колес /Справочник под ред. Тайца Б.А. - М.: Машиностроение, 1975. - 728с. 2. Сухоруков Ю.Н., Евстигнеев Р.И. Инструменты для обработки зубчатых колес методом свободного обката. - К.: "Техніка", 1983. - 121с. 3. Вітренко В.О. Гіперболоїдні інструменти для обробки і обладнання циліндричних прямокутних зубчатих коліс: Автореф. дис. д-ра техн. наук:05.03.01 / Національний політехнічний університет України. - К., 1995. - 32с.

ЗАГРУЖЕННОСТЬ ЧИСТОВОЙ КЛЕТИ ТОЛСТОЛИСТОВОГО ПРОКАТНОГО СТАНА ПРИ АСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКЕ*

Клименко И.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Is given a workload analysis of the finishing stand of plate mill to the usual and asymmetrical rolling. Brought results over of laboratory and industrial experimental researches of influence of velocity asymmetry on the power-force rolling parameters.

Основные потребители листопрокатной продукции - машиностроение, автомобилестроение, судостроение, нефтяная и газовая промышленность в последние годы значительно повысили свои требования к качеству листовой продукции. Стремление к повышению служебных свойств готовой продукции приводит к ужесточению температурно-деформационных режимов прокатки. В результате увеличиваются технологические нагрузки на оборудование. Все это вынуждает искать новые нетрадиционные способы воздействия на обрабатываемый металл, которые придали ли бы ему

новые потребительские свойства, а также разгрузили оборудование прокатных станов.

Одним из наиболее перспективных методов воздействия на металл является асимметричная прокатка (АП). Лишь в последние 10-15 лет началось широкое исследование и применение АП сначала на станах холодной прокатки, а затем и на станах горячей прокатки. Толчком к этому явилось введение в эксплуатацию рабочих клеток с индивидуальным приводом валков. Практика исследования и применения процессов АП при горячей и холодной прокатке листов свидетельствует о возможности управления при этом практически всем спектром параметров прокатки и служебных свойств листов и полос [1]. К их числу относятся: энергосиловые параметры; условия трения на контакте валок-полоса; геометрические параметры листов; шероховатость поверхности; механические свойства металла; физические свойства; текстура и структура металла.

Наиболее управляемый и эффективный параметр АП соотношение линейных скоростей ведущего V_1 и ведомого V_2 валков, характеризующее коэффициентом асимметрии $a_v = V_1/V_2$.

Скоростная асимметрия наряду с улучшением служебных свойств готового проката существенно изменяет степень загруженности трансмиссий ведущего (имеющего большую скорость) и ведомого валков. Нагрузка на трансмиссию и привод ведущего валка возрастает, а ведомый валок и его привод разгружаются вплоть до перехода в генераторный режим

Исследования влияния основного параметра скоростной асимметрии на энергосиловые параметры прокатки проводились в лабораторных и промышленных условиях. На лабораторном стане 340 моделировали условия прокатки в последних пропусках чистовой клетки стана 3000. Использовали свинцовые образцы. Эксперименты показали, что сила прокатки снижается при увеличении коэффициента асимметрии до 1,20. На рисунке 1,а представлены опытные и расчетные кривые по формулам авторов работ [2,3]. Из рисунка следует, что опытные и расчетные данные уменьшения силы прокатки до $a_v = 1,10$ близки по значению. При $a_v > 1,10$ рассчитанная по [2] кривая 3 на рисунке значительно расходится с опытной кривой 1 и рассчитанной по [3] кривой 2. Это можно объяснить тем, что формула из работы [2] учитывает только коэффициент асимметрии a_v , в то время как формула авторов работы [3] учитывает целый комплекс параметров: частоту вращения валков, относительное обжатие, радиус рабочих валков, толщину подката, жесткость полосы и клетки.

На рисунке 1,б представлена экспериментальная зависимость отношения крутящих моментов на ведущем и ведомом валках от величины коэффициента асимметрии. Кривая имеет гиперболический вид и пересекает ось абсцисс в точке, соответствующей $a_v = 1,05$. Этот момент соответству-

* Работа выполнена под руководством проф. Горелика В.С.

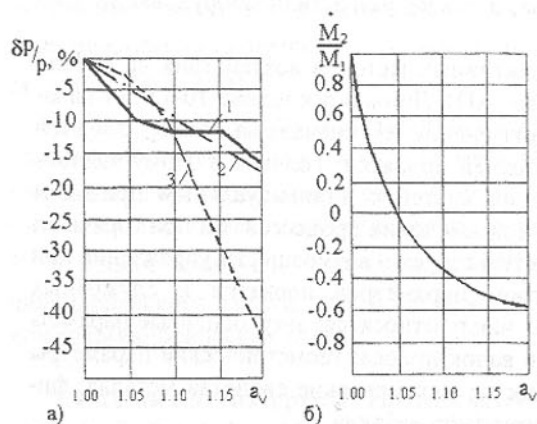


Рис. 1. Энергосиловые параметры при АП свинцовых образцов на лабораторном стане 340: ΔP - изменение силы прокатки; P - сила прокатки; M_1 и M_2 - крутящие моменты на ведущем и ведомом валках

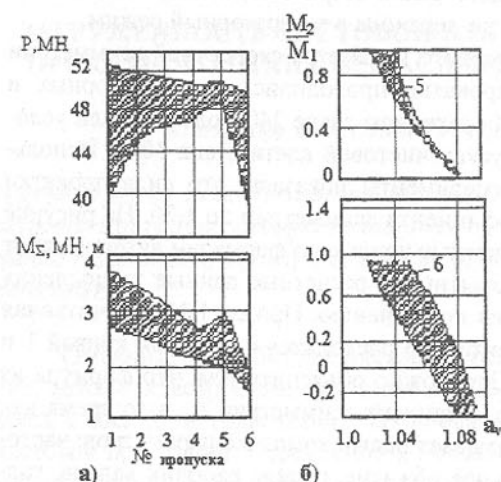


Рис. 2. Результаты экспериментальных исследований на стане 3000 при обычной (а) и асимметричной (б) прокатке: 5 и 6 - номера пропусков.

ет переходу ведомого валка в генераторный режим при отсутствии ещё полной пробуксовки ведущего валка по металлу.

Промышленные эксперименты были проведены в условиях чистовой клетки толстолистового стана 3000 Мариупольского металлургического комбината им. Ильича. При контролируемой прокатке особое значение для формирования всего комплекса служебных свойств готовых листов имеют последние пропуски в чистовой клетке. Для определения допустимого значения коэффициента асимметрии α_v провели анализ загруженности чистовой клетки стана 3000 по силе прокатки P , крутящим моментам на ведущем и ведомом валках, суммарному крутящему моменту (M_2) и среднеквадратичному току приводов.

Чистовая клетка стана 3000 рассчитана на максимальную силу прокатки 68,7 МН и крутящий момент 4,9 МН·м. Эксперименты показали, что загрузка клетки при прокатке в симметричном режиме в двух последних пропусках не превышает 75 % по силе прокатки и 58 % по крутя-

щему моменту (рис. 2,а), что позволяет использовать в них режимы АП.

В результате статистической обработки экспериментальных данных методом наименьших квадратов получено уравнение для силы прокатки:

$$P = 62,72 - 21 \alpha_v \quad (1)$$

По уравнению (1) построена зависимость силы прокатки от коэффициента асимметрии (рис.3).

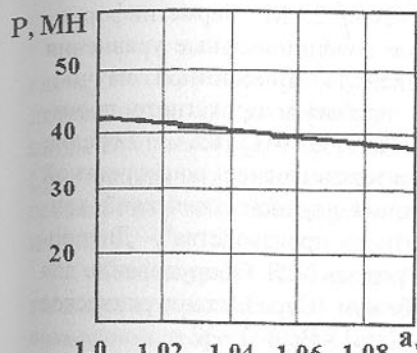


Рис. 3. Зависимость силы прокатки от величины коэффициента асимметрии по формуле (1)

Анализ полученных результатов показал небольшое (до 10 %) снижение силы прокатки при увеличении коэффициента асимметрии до 1,10. Это объясняется большой жесткостью раската при контролируемой прокатке и следует из зависимостей, приведенных в работе [4], так как

$$\delta P_m / \delta P_p = 1 + C_n / C_k,$$

где δP_m и δP_p - теоретическое и регистрируемое месдозами изменение силы прокатки; C_n и C_k - жесткость полосы и клетки.

При контролируемой прокатке $C_n = 20 \dots 32 \text{ MN/mm}$, $C_k = 8 \text{ MN/mm}$, а $\delta P_m / \delta P_p = 3,5 \dots 5$. Так как по рас-

четам для условий стана 3000 величина $\delta P_m / P$ составляет 5...10 %, то регистрируемая величина $\delta P_p / P$ находится в пределах ошибки измерения.

Суммарный крутящий момент при значении α_v до 1,10 увеличился на 5...10 %. Однако при АП существенно перераспределяются крутящие моменты на валках (рис.2,б). При коэффициенте асимметрии α_v до 1,10 крутящий момент на ведущем валке в последних пропусках не превышал 2 МН·м, а суммарный крутящий момент 2,4 МН·м и 2 МН·м соответственно в предпоследнем и последнем пропусках. Среднеквадратичный ток привода ведущего валка, определяющий его нагрев за цикл при контролируемой прокатке, по симметричному режиму и при реализации АП в одном и двух пропусках составил соответственно 70...80%, 80...90% и 83...97% от допустимого.

Таким образом, работу в режиме АП по условиям нагружения клетки и привода можно применять в последних двух пропусках. При этом загрузка привода по силе прокатки, крутящему моменту и среднеквадратичному току находится в допустимых пределах. Во избежание неравномерности загрузки трансмиссий валков по крутящим моментам в последних двух пропусках ведущий и ведомый валки следует менять местами, что

обеспечит постоянство эквивалентной нагрузки, ответственной за усталостную прочность деталей главной линии стана. Режимы АП могут быть использованы на других предприятиях при реконструкции листовых станов в процессе перевода клетей на индивидуальный привод валков.

Список литературы: 1. Асимметричная прокатка тонколистовой стали за рубежом / В.С.Горелик, Б.А.Гулько, П.С.Гринчук и др.//Обзорная информация. Сер. Прокатное производство.- Вып. 2.- М.: Черметинформация, 1987.- 21 с. 2. Бровман М.Я. Основные функциональные уравнения асимметричной прокатки// Тезисы докладов IV Всесоюзной научно-технической конференции "Теоретические проблемы прокатного производства".- Днепропетровск, ноябрь 1988.- Ч.1.- С.101...103. 3. Горелик В.С., Орнатский Э.А., Митьев А.П. Прокатка толстого листа со скоростной асимметрией//Тезисы докладов IV Всесоюзной научно-технической конференции "Теоретические проблемы прокатного производства".- Днепропетровск, ноябрь 1988.- Ч.2.- С. 17...19. 4. Бровман М.Я. Оборудование для асимметричной прокатки в СССР и за рубежом (Сер. Металлургическое оборудование)// ЦНИИТЭИтяжмаш.-1987.- Сер.1.- Вып. 2.- 32 с.

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ КОМПЛЕКСА НА ЕГО ТЕХНИЧЕСКУЮ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ

Кравченко В.М. (АЗОВМАШ, г. Мариуполь, Украина)

The necessity of taking into account of balance of machines according to productivity, reliability indexes and complex structure while assessing its technical output is shown.

Эффективность использования комплексов для открытых работ, представляющих систему функционально взаимоувязанных машин, определяется параметрами этих машин и его структурой.

Критерием оценки влияния структуры комплекса и ресурсной сбалансированности машин, входящих в него, может быть принят коэффициент сбалансированности комплекса, отражающий соотношение реальной технической производительности комплекса к возможной технической производительности первой (добычной) машины или первой группы машин.

Наиболее простой структурой комплекса для открытых работ является последовательное соединение горных машин различного функционального назначения. Следует отметить, что теоретические производи-

тельности и коэффициенты готовности машин в общем случае могут быть отличные.

Для данной структуры комплекса коэффициент его сбалансированности определится по зависимости:

$$K_{СК} = \frac{K_Q}{K_{z1} \left(1 + \sum_{j=1}^N \frac{K_Q Q_1 (1 - K_{zj})}{Q_j K_{zj}} \right)}, \quad (1)$$

где K_Q – коэффициент сбалансированности машин комплекса по производительности; K_{z1} – коэффициент готовности первой (добычной) горной машины комплекса; Q_1 – теоретическая производительность первой машины; Q_j – теоретическая производительность j -той машины; K_{zj} – коэффициент готовности j -той машины комплекса; N – число машин, входящих в комплекс.

Коэффициент сбалансированности машин комплекса по производительности характеризует способность обеспечить полное использование возможной теоретической производительности первой машины и определяется по зависимости:

$$K_Q = \frac{\min(Q_j)}{Q_1},$$

где $\min(Q_j)$ – максимально возможная теоретическая производительность комплекса рассматриваемой структуры.

На рис.1 приведены изменения величины коэффициента сбалансированности комплекса от количества машин, входящих в его состав, при различных значениях их коэффициента готовности и сбалансированности по производительности.

Данные для построения графиков были получены расчетным путем с использованием зависимости (1).

Анализ приведенных кривых показывает, что увеличение количества последовательно соединенных машин приводит к уменьшению коэффициента сбалансированности комплекса, а, следовательно, и к снижению его технической производительности в сравнении с добычной машиной. При этом степень потери производительности уменьшается с ростом коэффициентов готовности машин (рис.1а), а также с ростом коэффициента сбалансированности по производительности (рис.1а, рис.1б). Следует отметить, что превышение теоретических производительностей последующих машин над производительностью первой (добычной) машиной (рис.1в) способствует повышению коэффициента сбалансированности комплекса.

Представляет также практический интерес оценка влияния структуры комплекса на эффективность его работы. Структура комплекса может

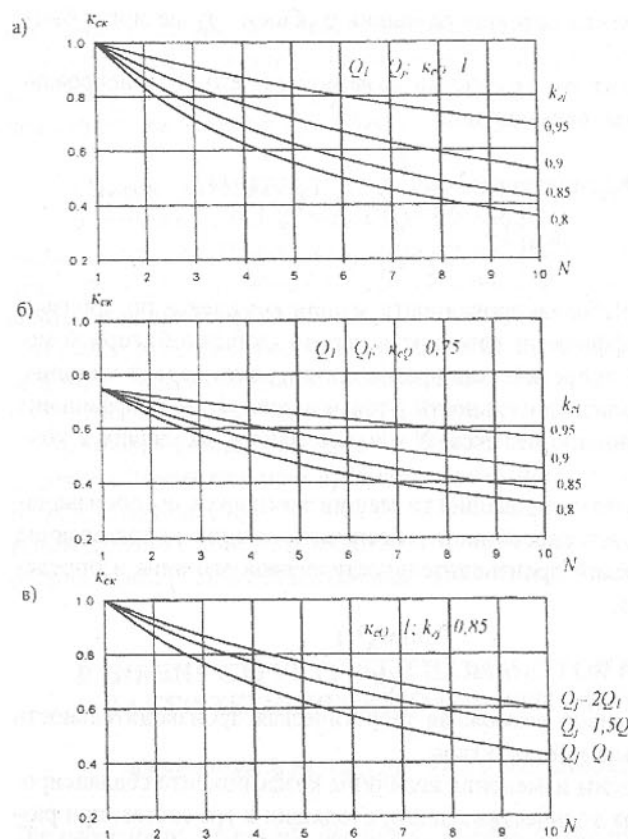


Рис. 1. Изменение коэффициента сбалансированности комплекса $K_{ск}$ от числа последовательно работающих машин N при их различных параметрах

$$K_{ск} = \frac{\min(Q_j k_{sj})}{Q_1 k_{s1}}, \quad (2)$$

где $Q_j k_{sj}$ — техническая производительность машин комплекса, последующих за первой; $Q_1 k_{s1}$ — техническая производительность первой машины комплекса.

Максимальное значение коэффициента сбалансированности комплекса составит 1 при обеспечении требуемого объема бункеров и выпол-

быть изменена за счет временного резервирования (обустройство бункерами) и структурного резервирования (установка несколько параллельно работающих машин одного и того же функционального назначения).

В случае временного резервирования для проанализированной выше структурной схемы комплекса (последовательного соединения машин разного функционального назначения) влияние отказов любой машины на вынужденные простои остальных машин комплекса может быть умень-

шено, а при выборе оптимальных параметров бункеров и

нения условия $Q_j k_{sj} \geq Q_1 k_{s1}$.

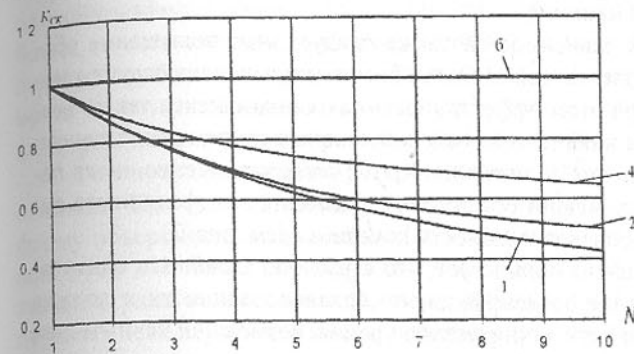


Рис. 2. Изменение коэффициента сбалансированности комплекса от его структуры

графиков, где: кривая 1 — для N последовательно соединенных машин различного функционального назначения; кривые 2 и 4 — для N последовательно соединенных групп машин различного функционального назначения (соответственно по 2 и 4 машины в группе); кривая 6 — для N последовательно соединенных машин различного функционального назначения, оборудованных бункерами, обеспечивающими сбалансированность комплекса.

Приведенные зависимости были получены на базе программного обеспечения реализации математической модели процесса функционирования комплекса как системы машин различного функционального назначения и ресурса.

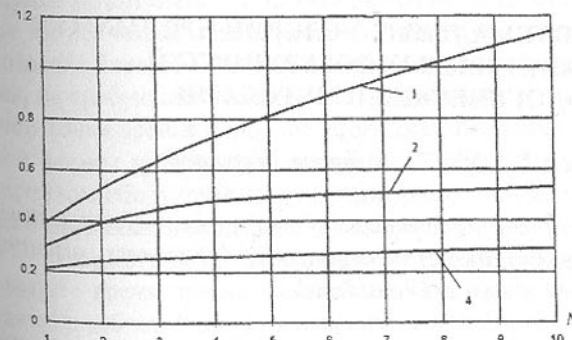


Рис. 3. Изменение коэффициента вариации v технической производительности комплекса от числа последовательно работающих групп машин N

На рис. 2 и рис. 3 приведены зависимости коэффициента сбалансированности и коэффициента вариации v технической производительности комплекса (при различных его структурах и величине коэффициента готовности машин $k_{ср}=0,85$) в виде

Анализ приведенных зависимостей показывает, что наиболее эффективный способ повышения сбалансированности комплекса — разработка структур с временным резервированием. При этом эффективность временного резервирования увеличивается с ростом числа машин N .

Особенно эффективно применение бункеров при малых значениях коэффициентов готовности машин $k_{гj}$.

Из анализа этих зависимостей также следует, что повышение сбалансированности комплекса может быть обеспечено и за счет структурного резервирования. При этом эффективность такого комплекса также возрастает с увеличением количества последовательных групп машин одного и того же функционального назначения. Кроме того, увеличение числа параллельно работающих машин обеспечивает снижение коэффициента вариации технической производительности комплекса (см. рис. 3).

Выполненный анализ показывает, что структура комплекса оказывает существенное влияние на коэффициент сбалансированности и должна учитываться при оценке его технического уровня, возможной технической производительности и ее стабильности.

Таким образом, приведенный анализ показывает, что на техническую производительность комплекса и коэффициент ее вариации существенное влияние оказывают: уровень сбалансированности машин комплекса по производительности ($k_{сQ}$); коэффициенты их готовности; соотношение теоретических производительностей последующих и первой машины комплекса, а также его структура.

Разработанное математическое обеспечение описания процесса работы комплекса как системы машин различного функционального назначения и ресурса позволяет производить оценку технической производительности комплекса с учетом вышеизложенных факторов. Математическое обеспечение может быть использовано для анализа и синтеза комплексов горных машин.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ПРИРАБОТКИ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ

Лукичев А.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In the article the factors influencing to process of wear process of space structures, and technological possibilities of management of this process permitting to reduce time and intensity of wear are considered.

Основными факторами, оказывающими влияние на величину и интенсивность износа при приработке деталей машин со сложными пространственными профилями, является пространственная геометрия прирабатываемых поверхностей, их шероховатость, виды механической обра-

ботки и термообработки деталей, а также конструктивные особенности прирабатываемых узлов. Таким образом оптимизировать процесс приработки, то есть свести к минимуму величину износа и как можно быстрее перейти к работе узла трения в оптимальных, равновесных условиях, можно за счет использования, как конструктивных, так и технологических факторов, позволяющих управлять этим процессом.

Рассмотрим приработку пары трения «зубчатая втулка – зубчатая обойма». При исследовании процесса приработки считаем неизменной форму поверхности зуба обоймы (прямолинейная образующая, эвольвентный зуб), как более прочного звена в паре трения. Форма поверхности зубьев втулки изменяется в процессе приработки в зависимости от угла перегиба осей втулки и обоймы, величины взаимного смещения этих осей, усилий, воспринимаемых зубьями, до достижения формы, называемой «естественной модификацией» или пространственной модификацией, наиболее благоприятной для работы конкретной пары «зубчатая втулка – зубчатая обойма». Результаты проведенного экспериментального исследования влияния шероховатости и вида механической обработки активных поверхностей зубьев на износ при приработке приведены в таблице.

Обеспечение при зубообработке получения формы зуба втулки наиболее приближенной к форме «естественной» модификации уменьшает величину износа при приработке, что позволяет повысить долговечность зубчатой муфты (уменьшаются зазоры в зацеплении и количество частиц износа в зоне контакта, улучшаются динамические показатели работы и т.д.). Однако достичь точного соответствия нарезаемого профиля профилю «естественной» модификации для каждого конкретного случая зацепления невозможно. Но получение оптимальной формы рабочих поверхностей зубьев втулки может быть достигнуто не только в процессе нарезания. Необходимо также использовать резервы повышения долговечности муфт за счет создания благоприятных условий приработки зубьев до оптимальной формы, не требующих усложнения, удорожания технологии зубообработки. С этой точки зрения наиболее эффективным является получение рациональной формы зубьев, приближенной к пространственной модификации, на серийном оборудовании, традиционными методами с использованием способа продольной модификации зубьев [1].

Рассмотрим процесс приработки зубчатых муфт, выпускаемых в настоящее время промышленностью. При отсутствии возможности самоустановки зубчатой обоймы относительно зубчатой втулки, происходит приработка зубьев, под которой понимается изменение формы зуба до состояния в какой-то степени приближенного к оптимальному. При использовании самоустанавливающейся обоймы приработка рабочих поверхностей выражена менее ярко, так как обойма стремится занять положение в наи-

большей степени соответствующее имеющейся форме зубьев. Однако из-за случайности характера износа на протяжении всего срока службы рациональная форма боковой поверхности зубьев не достигается.

Таблица. Влияние вида механической обработки и шероховатости образцов на приработку

Вид осуществляемого трения при приработке	Материал образцов	Сочетание видов механической обработки образцов	Максимальный износ сопряжения, мкм	Шероховатость, Ra, мкм	
				До приработки	После приработки
1	2	3	4	5	6
Поступательное трение	Сталь 45	Долбление – фрезерование	29	6.23	1.68
		Долбление – долбление	28.7	5.43	1.72
		Фрезерование – фрезерование	20.3	5.70	1.36
		Долбление – шлифование	16.5	4.66	1.47
		Фрезерование – шлифование	13.8	5.42	1.54
		Шлифование – шлифование	12.3	1.19	0.74
				1.28	0.62
Поступательное трение	Сталь 40X	Долбление – долбление	23.3	6.98	3.28
		Долбление – фрезерование	20.3	7.07	2.50
		Фрезерование – фрезерование	20.3	3.41	1.86
		Долбление – шлифование	19.0	6.55	1.60
		Фрезерование – шлифование	16.5	3.23	1.46
		Шлифование – шлифование	13.3	2.71	1.49
				1.89	0.53
Возвратно-поступательное трение	Сталь 45	Долбление – долбление	52.4	6.17	2.17
		Долбление – фрезерование	50.8	6.89	1.74
		Фрезерование – фрезерование	40.7	5.66	1.58
				5.79	1.39

Продолжение таблицы.

1	2	3	4	5	6
Возвратно-поступательное трение	Сталь 45	Долбление – шлифование	34.3	7.16	2.16
		Фрезерование – шлифование	28.0	5.54	1.57
		Шлифование – шлифование	19.7	1.76	0.75
Возвратно-поступательное трение	Сталь 40X	Долбление – долбление	44.7	6.14	2.11
		Долбление – фрезерование	41.3	5.92	2.00
		Фрезерование – фрезерование	40.5	5.87	1.81
		Долбление – шлифование	37.0	7.11	2.17
		Фрезерование – шлифование	32.7	5.64	1.84
		Шлифование – шлифование	29.3	1.57	0.72
				1.64	0.61

Исследования, проведенные в работе [2], показывают, что при распределении нагрузки по зубьям муфты в соответствии с законом циклического отнулевого нагружения, одновременно в зубчатой муфте находятся в зацеплении лишь несколько пар зубьев (от 15 до 40 % от общего их числа). Очевидно, что наибольшие удельные давления и износ при приработке будут на наиболее нагруженных зубьях, находящихся в плоскости наибольшего перекоса осей зубчатых втулки и обоймы ($\psi = \pi/2$, $\psi = 3\pi/2$). Экспериментально установлено, что при передаче зубчатой муфтой крутящего момента, не превышающего номинального значения, при стандартных значениях угла перекоса осей зубчатых втулки и обоймы γ в зацеплении одновременно находится не более половины всех зубьев, то есть:

$$l_{\text{зац}}/\pi \leq 0,5.$$

Приняв закон распределения нагрузки на зубьях синусоидальным, определим нагрузочную способность муфты:

$$M_{\text{кр.эл}} = d_{\omega} \int_0^{l_{\text{зац}}} P_{\text{max}} * \sin 2\psi_k * \frac{d\psi_k * k}{\pi},$$

где ψ_k – параметр, характеризующий относительное положение зубьев при передаче муфтой крутящего момента; k – число одновременно зацепляю-

щихся пар эллиптических зубьев; d_w – диаметр делительной окружности; $P_{\max}$ – максимальная нагрузка, передаваемая зубом втулки.

В то же время нагрузка на зубьях при условии равномерного распределения вращающего момента между всеми зубьями муфты:

$$P_{\text{равн}} = \frac{M_{\text{кр}} \cdot \pi}{d_w \cdot l_{\text{зац}} \cdot k},$$

где $l_{\text{зац}}$ – интервал углов ψ_n , в котором зубья передают нагрузку (угол, определяющий величину рабочей зоны).

Таким образом, максимальная нагрузка при неравномерном нагружении зубьев и при равномерном их нагружении связаны соотношением:

$$\frac{P_{\max}}{P_{\text{равн}}} = \frac{2 \cdot l_{\text{зац}}}{1 - \cos(2 \cdot l_{\text{зац}})},$$

Минимальное значение этого отношения (при $l_{\text{зац}}/\pi=0,5$) – 1,57. Во всех остальных случаях это отношение превышает 1,57, то есть неравномерность нагружения существенно возрастает.

Применяемые специальные конструкции зубчатых муфт, зубья разной толщины, удаленные сектора зубьев и другие конструктивные решения позволяют уменьшить скачки нагрузки, обеспечить более плавное ее изменение. Естественно, что условия приработки при этом значительно лучше, чем при обкатке на пониженных режимах нагружения, часто используемой в настоящее время. Срок приработки определяется у подобных конструкций муфт сроком износа зубьев специальных секторов на величину $\Delta c_{2\max}$, когда в контакт вступят все зубья муфты. Нагрузочная способность муфты определяется как сумма нагрузочной способности секторов, вступивших в контакт первыми, и секторов с приработанными зубьями. Начало работы второй пары секторов улучшает условия приработки первой пары секторов. Обеспечить такие условия приработки можно, обработав обойму специальной протяжкой с зубьями различной толщины. При этом технология и производительность обработки сохраняются [3].

Способ рациональной приработки обеспечивает получение профиля с оптимальной формой боковых поверхностей зубьев, однако существенным его недостатком является получение после приработки зазора между зубьями втулки и обоймы:

$$\Delta = \Delta c_{2\max} + \Delta c_{\text{гар.эл.}}$$

где $\Delta c_{\text{гар.эл.}}$ – гарантированный зазор до начала приработки. Наличие этого зазора Δ при реверсивной работе зубчатой муфты значительно ухудшает реальные условия эксплуатации и приводит к ускоренному разрушению зубьев, так как возникают ударные нагрузки.

Поэтому получение рабочего профиля зубьев в процессе обработки

зуба втулки, максимально приближенного к пространственной “естественной” модификации, обеспечивает наилучшие условия приработки зубьев. При этом уменьшается величина гарантированного бокового зазора для рационально-модифицированных зубьев на 40-60%, кроме того, технологические погрешности изготовления зубчатых венцов обоймы и втулки и, прежде всего, погрешность шага зубьев по делительному диаметру, зависящая от базирования заготовки в процессе обработки, создают, как бы сектора зубьев с различной толщиной, то есть лишь часть зубьев вступает в контакт сразу, в момент приложения рабочей нагрузки, а остальные – плавно, как и в описанном ранее способе приработки, что и обеспечивает их оптимальную приработку. Но в отличие от этого способа, остальные зубья начнут прирабатываться не после изнашивания дополнительной толщины $\Delta c_{2\max}$, а практически сразу и прирабатываться будут поочередно (из-за плавного изменения погрешности шага). Полный зазор, возникающий после окончания приработки, определяется по формуле:

$$\Delta = \Delta c_{\text{гар.р.}} + \delta_{\text{погр.}}$$

где $\delta_{\text{погр.}}$ – износ на величину погрешности шага зубьев.

Учитывая, что $\Delta c_{\text{гар.р.}} < \Delta c_{\text{гар.эл.}}$, а $\delta_{\text{погр.}} \ll \Delta c_{2\max}$, получаем зазор по окончании приработки на порядок меньший, чем в рассмотренном способе приработки [3].

Таким образом, использование зубчатых втулок с профилем зуба, имеющим приближенную к пространственной модификации (рациональным), подбор оптимального сочетания видов механической обработки, обеспечение микрорельефа рабочих поверхностей, определенного на основании анализа равновесного состояния, позволяет добиться уменьшения времени приработки и уменьшения абсолютной величины износа при приработке. Все эти факторы обеспечивают увеличение срока службы зубчатых муфт.

Список литературы: 1. А.с. 1348097 СССР МКИ³ В23 F9/00. Способ нарезания зубчатых изделий с продольной модификацией зуба/ Н.А.Чернышев, А.В.Лукичев, Б.С.Уткин и др. (СССР). – 3917819/31-08 заявлено 21.06.1985. – Опубл. 30.10.1987. – Бюллетень №40, С.51. 2. Финиченко В.А. Исследование некоторых вопросов расчета и проектирования зацепления соединительных зубчатых муфт. – Автореферат диссертации ... канд. техн. наук. – Донецк. 1974. – 16с. 3. Финиченко В.А., Чернышев Н.А. Обеспечение рациональной приработки элементов зубчатых муфт/ Донецк. политехн. ин-т. – Донецк, 1984. – 4 с. УкрНИИТИ, 6.01.1984. №2Ук-Д84.

РАЗРАБОТКА АЛГОРИТМА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПОДАЧИ ПРИ ЗЕНКЕРОВАНИИ ЧУГУНА И СТАЛИ

Малышко И.А., Коваленко В.И., Нелюбин А.А.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

При выполнении технологических расчетов для определения элементов режимов резания используют различного вида нормативы [1]. Подобного рода литература предназначена для нормировщиков, когда используя исходные конструкторские и технологические данные, определяют искомую величину, например, скорость резания.

При определении элементов режимов резания по нормативным документам при использовании осевых инструментов, таких как зенкер, значения глубины резания и подачи функционально связаны с номинальным размером самого инструмента. Однако, форма представления исходных данных для определения режимов резания не всегда является удобной для пользователя. Например, в широко используемом справочнике [2] значения припусков на диаметр сгруппированы всего в 5 интервалах, что обуславливает большую дискретность выбираемых значений и, следовательно, неточность.

Значения подачи, по этому же справочнику, определяются по эмпирической зависимости $s = C_s D^{0.6}$, где C_s – коэффициент, учитывающий вид и твердость обрабатываемого материала, D – номинальный диаметр инструмента. Значения коэффициента C_s даны раздельно для чугуна и стали с учетом твердости (по HB) обрабатываемого материала.

Моделирование технологических процессов, интенсивно разрабатываемое в настоящее время, невозможно без использования компьютерной техники. В предлагаемой работе представлена методика разработки алгоритма для определения подачи при зенкеровании чугуна и стали.

При многономенклатурной обработке отверстий в различных по свойствам и размерам заготовках для определения элементов режимов резания удобно использовать графические зависимости, обладающие высокой наглядностью и простотой применения. Для получения искомых графиков был разработан алгоритм определения рекомендуемых размеров заготовок и подач при зенкеровании отверстий во всем диапазоне применяемых размеров (Рис. 1). Поясним основные этапы разработки программы, выполненной в такой последовательности.

После ввода диаметра зенкера D и припуска на диаметр $2t$ определяется рекомендуемый размер заготовок: $D_{заг.} = D - 2t$ (блоки 1 – 4). Как видно из структуры вышеприведенной формулы для определения подачи, предварительно необходимо определить значение коэффициента C_s .

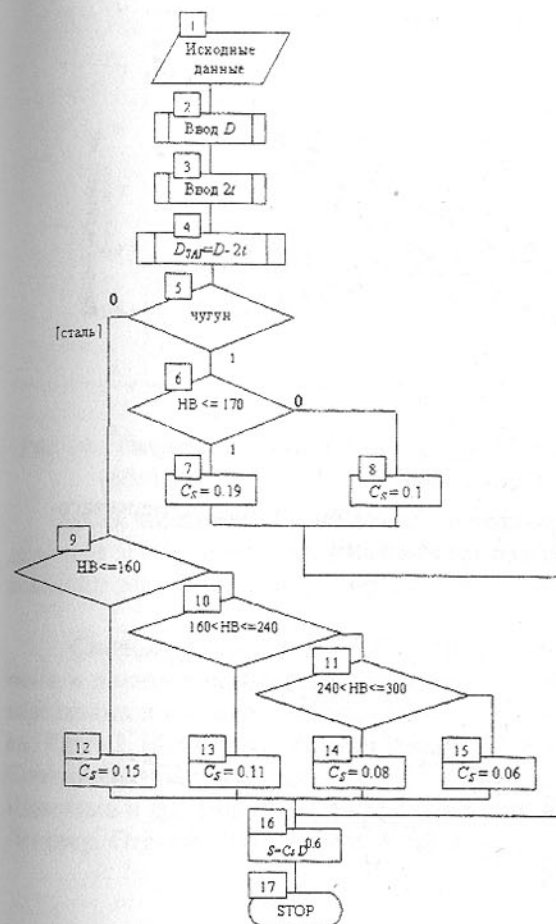


Рис.1. Блок-схема алгоритма для определения подачи при зенкеровании чугуна и стали.

полученные графики, представленные на рис. 2 – 4.

На рис. 2 приведены графики для определения припусков на диаметр и рекомендуемые значения диаметров заготовок. Два графика для определения подачи в зависимости от заданной твердости материала при зенкеровании чугуна приведены на рис. 3, а на рис. 4 – четыре графика при обработке стали.

Рассмотрим пример использования полученных графических зависимостей. Предположим, методом зенкерования необходимо обработать от-

В программе предусмотрена возможность выбора этого коэффициента при зенкеровании как чугуна, так и стали.

При обработке чугуна (блоки 5 – 8) выделены две подгруппы материалов с твердостью $HB \leq 170$ и $HB > 170$. В соответствии с этим в программу введены конкретные значения $C_s = 0,19$ и $C_s = 0,1$. При обработке стали (блоки 9 – 15) выделены 4 подгруппы: $HB \leq 160$, $160 < HB \leq 240$, $240 < HB \leq 300$ и $HB > 300$. Значения соответствующих коэффициентов равны: $C_s = 0,15$; $C_s = 0,11$; $C_s = 0,08$ и $C_s = 0,06$. В блоке 16 по указанной формуле определяется подача s .

Рассмотренный алгоритм реализован на языке программирования Pascal; результатом вычислений являются

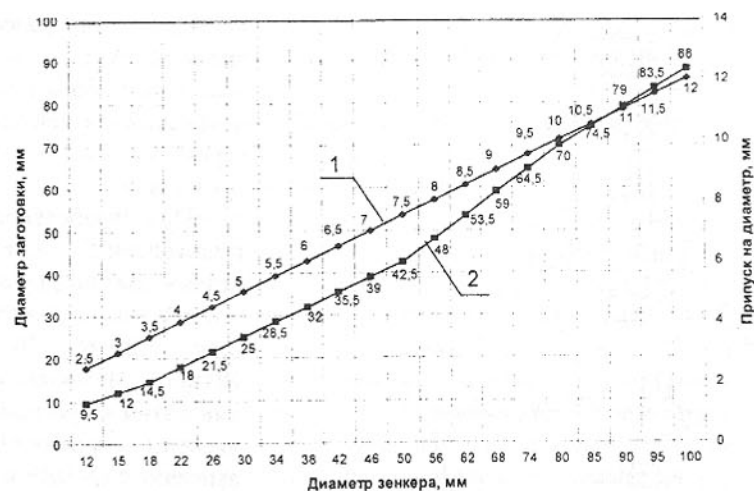


Рис. 2. Значения припусков (прямая 1) и рекомендуемые размеры заготовок (кривая 2) при зенкеровании, мм

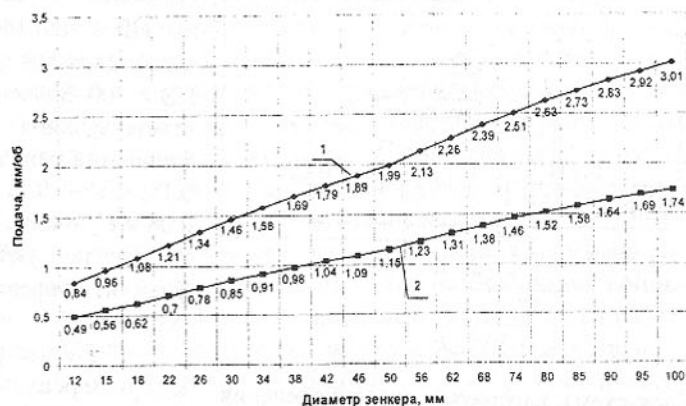


Рис. 3. Подача при зенкеровании чугуна, мм/об: 1 – $HB \leq 170$; 2 – $HB > 170$.

верстие $D = 50$ мм в различных материалах (в чугуне и стали) с твердостью по Бринелю $HB = 260$. Пользуясь графиками, представленными на рис. 2, находим, что припуск на диаметр $2t = 7,5$ мм (прямая 1) и рекомендуемый диаметр заготовки под зенкерование равен $D_{3AG} = 42,5$ мм (кривая 2). Если обрабатываемым материалом является чугун, то подача при зенкеровании отверстия $D = 50$ мм будет равна $s = 1,15$ мм/об (рис. 3, кривая 2), если же обрабатывается сталь той же твердости, то подача при зенкеровании отверстия такого же диаметра составит $s = 0,84$ мм/об (рис. 4, кривая 3).

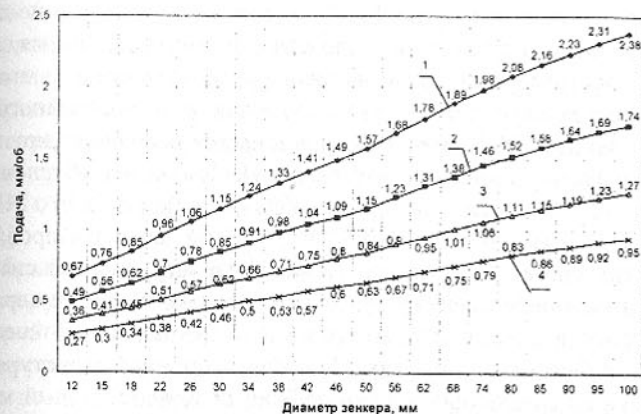


Рис. 4. Подача при зенкеровании стали, мм/об: 1 – $HB \leq 160$; 2 – $160 < HB \leq 240$; 3 – $240 < HB \leq 300$; 4 – $HB > 300$.

Таким образом, пользуясь вышеуказанными графиками, для заданного диаметра зенкеруемого отверстия и типа обрабатываемого материала, определяют рекомендуемый размер заготовки и величину подачи.

Список литературы: 1. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормирования работ, выполняемых на универсальных и многоцелевых станках с числовым программным управлением. Часть 2. Нормативы режимов резания. М. – Экономика. – 1990. 474 с. 2. Справочник инструментальщика/ И.А. Ординарцев, С.Г. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ. ред. И.А. Ординарцева. – Л.: Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1987. – 846 с.

ВЛИЯНИЕ УРОВНЯ АВТОМАТИЗАЦИИ ГПС НА ОБЛАСТЬ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ.

Малышко И.А., Малышко И.И. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In work the questions of influence of automation level on field of application of FMS are considered. It is ascertained, that the increase of automation level allows to raise flexibility of system. The growth of flexibility of FMS enable to increase number of machined details. The decrease of machining cost is achieved at increase of working shift number of the equipment operation.

В настоящее время существуют несколько точек зрения на наиболее эффективную область применения гибких производственных систем

(ГПС). На первом этапе разработки ГПС считалось, что их создание позволит автоматизировать серийное производство. В настоящее время, когда развитие ГПС достигло достаточно высокого уровня, оказалось, что наибольшее распространение они получили в условиях крупносерийного производства. По данным ООН, 80% ГПС применяется в условиях крупносерийного производства, а иногда и массового [1]. Чем же это обусловлено? Для ответа на этот вопрос прежде всего необходимо отметить, что ГПС является наиболее динамично развивающимся видом автоматизированных технологических систем. Это относится как к структуре самой системы, так и к терминам и определениям видов ГПС. Однако наиболее характерные закономерности в терминологии все же сохраняются как в отечественных, так и в зарубежных стандартах. По организационной структуре ГПС подразделяются на следующие уровни: гибкий производственный модуль – первый уровень; гибкая автоматизированная линия и гибкий автоматизированный участок – второй уровень; гибкий автоматизированный цех – третий уровень; гибкий автоматизированный завод – четвертый уровень.

Анализ показывает, что область применения ГПС определяется в первую очередь уровнем ее гибкости, которая характеризуется универсальностью и переналаживаемостью. Универсальность определяется количеством разных деталей, подлежащих обработке на данном оборудовании. Переналаживаемость определяется затратами времени и средств на ее переналадку, при переходе от одной партии заготовок к другой.

В настоящее время существует несколько критериев количественной оценки гибкости систем. Одним из таких критериев является технологическая гибкость автоматизированного производства, которая определяется зависимостью [2]:

$$G = T \cdot k$$

где $T = \frac{t_0}{t_0 + t_n}$ – технологический критерий гибкости; $k = (1 - \frac{1}{n})$ –

внутренняя гибкость; n – количество наименований деталей, которые возможно обрабатывать на данной ГПС; t_0 – время цикла обработки одной детали i -того цикла обработки; t_n – время переналадки ГПС с деталей i -того, на детали j -того наименования.

Анализ уравнения показывает, что при $n=1$ коэффициент гибкости $G=0$. При $n>1$ гибкость становится больше нуля, но она не может быть больше единицы.

Опыт эксплуатации ГПС показывает, что увеличение количества наименований обрабатываемых деталей, требует увеличения гибкости системы, а следовательно, и повышения уровня автоматизации, что ведет к увеличению капитальных затрат, а следовательно, и к увеличению себестоимости продукции. Поэтому при проектировании ГПС необходимо

гибкость G определять по экономически целесообразному количеству наименований деталей (N_s), при котором себестоимость их обработки не была бы выше себестоимости обработки по базовому варианту.

Представляет интерес мировой опыт эксплуатации ГПС и области их применения. В Великобритании по заказу британского института управления было проведено обследование 250 предприятий, которые экспериментировали с ГПС и роботами. О низкой отдаче этих систем сообщили 3/4 фирм [1].

Обратная картина наблюдается в Японии, где большинство фирм, эксплуатирующих ГПС, получают прибыль. Это прежде всего связано со структурой ГПС, используемых в Японии, 90% которых построены на многоцелевых станках. В то время, как в Европе и США 75% ГПС построены на одноцелевых станках [3]. Использование многоцелевых станков обеспечивает более высокую эффективность японским ГПС.

В Японии ГПС применяются на крупных фирмах, тогда как мелкие фирмы используют в основном гибкие модули.

Большинство мировых фирм применяют ГПС в тех отраслях, где они приносят максимальную отдачу [4]. Из таблицы 1 видно, что на первом месте стоит станкостроение – 21,75%, на втором месте идет автомобильная и тракторная промышленность – 20,33% и далее со значительным отрывом идут авиационная, электротехническая, дизелестроение и другие отрасли.

Таблица 1. Распределение ГПС по отраслям промышленности.

Отрасль машиностроения	США	Япония	ФРГ	Всего
Авиационная	13,75	-	7,83	10,79
Автомобильная и тракторная	27,5	8,6	24,9	20,33
Станкостроительная	8,75	34,7	21,8	21,75
Электротехническая	2,5	13	6,25	7,25
Дизелестроение	1,25	9,7	14	8,3
Прочие	46,25	34	25,22	36,4

Наибольшее применение получили ГПС в станкостроительной промышленности, для которой характерен серийный тип производства. Это обусловлено тем, что данная отрасль является изготовителем ГПС, где они проходят обкатку и доработку. На втором месте стоит автомобильная и тракторная промышленность, где преобладает крупносерийное производство. Это объясняется высокой конкуренцией производителей данной продукции на мировом рынке, что заставляет их через 2-3 года обновлять выпускаемую продукцию. А это возможно только в условиях гибкого автоматизированного производства.

Дизелестроение, электротехническая и другие отрасли машиностроения, для которых характерно серийное производство, используют ГПС в гораздо меньших объемах.

Если посмотреть на структуру применения ГПС по странам, то оказывается, что в США и Германии на первом месте стоят автомобильная и тракторная промышленность, в Японии – станкостроительная промышленность. Это определяется гибкостью, а соответственно, и уровнем автоматизации ГПС. Как указывалось ранее для ГПС, выпускаемых в Японии, характерным является более высокий уровень автоматизации, что позволяет использовать их более эффективно в условиях серийного производства.

Учитывая, что основу ГПС составляет гибкий производственный модуль (ГПМ), рассмотрим уровни автоматизации ГПМ и их влияние на стоимость рабочего места. Различают три уровня автоматизации ГПМ: первый, второй и третий.

При первом уровне автоматизации рабочие и холостые ходы в цикле обработки осуществляются по жестко заданной управляющей программе. Загрузка заготовок или приспособлений с заготовками осуществляется автоматически. Закрепление заготовок или приспособлений, а также раскрепление готовых изделий осуществляется также автоматически. Смена отдельных инструментов автоматизирована. Блокировка, герметизация и очистка рабочей зоны осуществляется автоматически. Очистка приспособлений автоматизирована. Удаление отходов из зоны обработки, а также защита от аварийных ситуаций осуществляется в автоматическом режиме. Смена управляющих программ осуществляется в автоматизированном режиме. При таком уровне автоматизации ГПМ не может работать в режиме "безлюдной технологии".

При втором уровне автоматизации ГПМ дополнительно вводится выполнение в автоматическом режиме следующих функций: контроль наличия инструмента в инструментальном магазине; контроль состояния инструмента, его подналадка; контроль размеров обработки; контроль загрузки приспособлений и их состояния. Смена управляющих программ осуществляется в автоматическом режиме.

При третьем уровне автоматизации дополнительно вводится выполнение в автоматическом режиме таких функций: контроль состояния приспособлений и их подналадка; смена комплектов инструментов и комплектов приспособлений; адаптация технологического процесса. При третьем уровне автоматизации ГПМ может встраиваться в ГПС, которая работает в режиме "безлюдной технологии".

Влияние уровня автоматизации на величину капиталовложений и стоимость рабочего места рассмотрим на базе данных, приведенных в работе [5]. Исследования влияния уровня автоматизации в данной работе рассматривались на примере многоцелевого станка, которые соответствовали описанным выше уровням автоматизации.

Из таблицы 2 видно, что с увеличением уровня автоматизации, уве-

личиваются капиталовложения, но при этом сокращаются затраты на зарплату станочникам, увеличивается производительность за счет возможности роста сменности работы оборудования и сокращения времени на его переналадку.

Таблица 2. Влияние уровня автоматизации многоцелевого станка на его эффективность.

Уровни автоматизации	Капитальные вложения, %	Зарплата оператора, обслуживающего станок, %	Стоимость рабочего места, %		
			в одну смену	в две смены	в три смены
Первый	100	100	100	83	82
Второй	123	50	93	71	68
Третий	133	33	92	68	63

Таким образом установлено, что увеличение уровня автоматизации повышает гибкость технологической системы. Это ведет к увеличению ее производительности, а соответственно к снижению себестоимости продукции, несмотря на увеличение капитальных затрат.

Увеличение гибкости системы позволяет использовать ГПС для обработки деталей меньшими сериями, т.е. автоматизировать серийное производство.

Список литературы: 1. Джеймс Пилдич. Путь к покупателю. М.: Прогресс, 1990. – 256 с. 2. Найда Г.М., Чикалов Б.Н. Оценка гибкости автоматизированных производств// Электронная промышленность. 1985. № 4-5, с. 26-27. 3. Гибкие производственные системы Японии./ Пер. с яп. Н.Л.Семенова. – М.: Машиностроение, 1987 – 232 с. 4. Завгородний Ю.П., Кузнецов А.П., Чернявский Л.Б. Техничко-экономические проблемы создания ГПС. – М.: ВНИИТЭМР., 1987. – 68 с. 5. Инструментальные системы автоматизированного производства/ Р.И. Гжиров и др. – СПб.: Политехника, 1993. – 399с.

ШЛИФОВАНИЕ СО СТАБИЛИЗАЦИЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ОБРАБОТКИ

Матюха П.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The conditions of output technological indices stabilization of grinding by means of spark-erosive controlling actions on wheel working surface are considered.

Одним из путей выхода машиностроительного комплекса Украины

из кризиса и дальнейшего его развития является создание и применение энергосберегающих процессов обработки, обеспечивающих выпуск конкурентоспособной продукции.

Шлифование является основным способом чистовой обработки деталей машин и обеспечивает высокую производительность, геометрическую точность и качество обработанной поверхности. Однако процесс шлифования обладает и наибольшей нестабильностью выходных технологических показателей обработки, обусловленных ухудшением режущей способности рабочей поверхности круга (РПК) с увеличением времени обработки. Причем направление эволюции ряда технологических показателей противоположно.

Так, при жёсткой схеме шлифования ухудшение режущих свойств РПК практически не влияет на производительность обработки, которая определена режимами, способствует увеличению энергозатрат и фазово-структурных превращений в обработанной поверхности, а также снижению точности обработки. Это эволюция показателей в неблагоприятном направлении. Наряду с этим, с ухудшением режущих свойств РПК при обработке ряда конструкционных материалов параметры шероховатости уменьшаются, то есть показатель эволюционирует в благоприятном направлении.

Стабилизировать выходные технологические показатели шлифования возможно с помощью управляющих воздействий на РПК, которые, удаляя связку, поддерживают в процессе обработки необходимые параметры рабочей поверхности круга, а, следовательно, и технологические показатели обработки.

Одним из перспективных способов управления параметрами рабочей поверхности кругов на токопроводящих металлических связках является электроэрозионный способ. Он обеспечивает непосредственное воздействие на связку, характеризуется высокой избирательностью. Дискретность процесса во времени и пространстве обеспечивает хорошую управляемость процессом, а использование в качестве рабочей среды обычно используемых при шлифовании смазочно-охлаждающих жидкостей (0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды) наделяют способ дополнительным преимуществом с позиции экологии.

Шлифование со стабилизацией технологических показателей обработки электроэрозионным способом может быть реализовано по двум схемам: подводом технологической энергии в зону резания либо автономную зону. При подводе технологического тока в зону резания (рис. 1, а) источник тока 3 положительным полюсом подключают к шлифовальному кругу 2, а отрицательным – к обрабатываемой заготовке 1. При этом зона электроэрозионного воздействия совмещена с зоной резания в пространстве, а

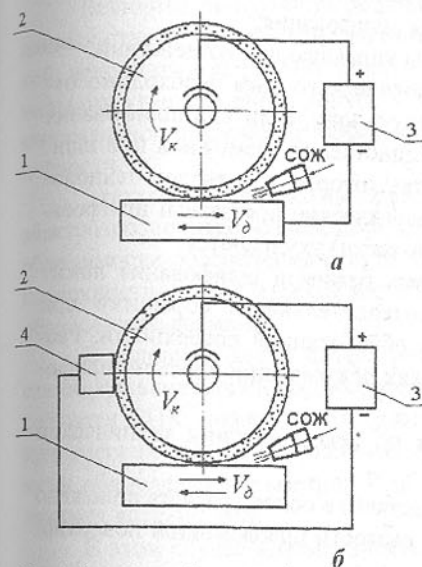


Рис. 1. Способы шлифования со стабилизацией технологических показателей обработки: а – подвод технологического тока в зону резания; б – подвод технологического тока в автономную зону

инструменту (ЭИ) 4.

В результате исключаются тесная взаимосвязь механических режимов и режимов электроэрозионных воздействий, выводится из зоны резания дополнительный тепловой источник от электрических разрядов. Однако реализовать управление параметрами РПК с подводом технологического тока в автономную зону не всегда возможно (например, при внутреннем шлифовании); кроме того, усложняется модернизация оборудования, обусловленная необходимостью наличия механизма подачи ЭИ.

В качестве источников технологического тока при любом способе подвода тока используются генераторы импульсов типа ШГИ, ИТТ-35, источники постоянного тока. Рабочей средой является водный раствор кальцинированной соды концентрацией 0,3%.

При реализации шлифования со стабилизацией технологических показателей обработки в оптимальном диапазоне режимов необходимо решить следующие задачи:

электроэрозионное воздействие с процессом резания – во времени.

Основное достоинство электроэрозионного способа воздействия на РПК с подводом технологического тока в зону резания – это простота его реализации при любом виде шлифования: плоском, круглом наружном и внутреннем. Недостатки – взаимосвязь механических и электрических режимов, а также введение в зону резания дополнительного теплового источника.

В процессе управления режущей способностью круга с подводом технологического тока в автономную зону (рис. 1, б) процесс электроэрозионного воздействия на связку и процесс резания совмещены во времени, но разделены в пространстве. В этом случае положительный полюс источника технологического тока подключают к шлифовальному кругу 2, а отрицательный – к автономному электроду-

- а) выбрать схему подвода технологического тока;
- б) определить механические режимы шлифования;
- в) определить электрические режимы управляющих воздействий.

При выборе схемы подвода технологического тока необходимо отдать предпочтение вводу тока в автономную зону, если вид шлифования позволяет её реализовать. Она является единственно возможной при шлифовании титановых сплавов, при обработке которых с подводом технологического тока в зону резания все технологические показатели шлифования (за исключением параметров шероховатости) ухудшаются.

В основе определения механических режимов шлифования лежит задача обеспечения максимальной производительности обработки при удовлетворении требований по качеству обработанной поверхности. Рассмотрим пример определения механических режимов при плоском шлифовании.

Глубина шлифования назначается по рекомендациям технической литературы в пределах 0,010 - 0,015 мм.

При определении скорости стола (детали) в основу расчёта положено обеспечение заданного параметра шероховатости шлифованной поверхности R_a .

Так как из элементов режима резания на параметр шероховатости оказывает влияние отношение скорости круга к скорости детали, оно рассчитывается по следующей формуле:

$$\frac{60V_k}{V_d} = \frac{S_{zn} \cdot 10^3}{2\sqrt{2R_k \Delta R \cdot 10^{-3}} \sum_{i=1}^N F(i\Delta R) \sum_{N_1=1}^i (\sqrt{N_1} - \sqrt{N_1 - 1}) b'[(N - i - N_1 + 2)\Delta R]}$$

где V_k , V_d - соответственно скорость круга, м/с, и детали, м/мин;

S_{zn} - расстояние между зёрнами на рабочей поверхности круга, мм;

R_k - радиус шлифовального круга, мм;

ΔR - величина интервала расчёта, мкм;

N - номер исследуемого интервала, $N = 1, 2, \dots \frac{4R_a}{\Delta R}$;

i - номера интервалов, входящих в N ; $i = 1, 2, \dots N$;

N_1 - участки поверхности круга, обрабатывающие i -е интервалы; N_1 изменяется внутри i от 1 до $N - i + 1$;

$F(i\Delta R)$ - вероятность попадания вершины зерна в i -й интервал;

$b'[(N - i - N_1 + 2)\Delta R]$ - ширина среза на i -м интервале, обрабатываемом

N_1 участком РПК, мкм;

После расчёта отношения $60V_k/V_d$ по паспортному значению скорости круга на станке находят скорость стола V_d .

Величина поперечной подачи S_n назначается исходя из паспортных данных станка максимально возможной в интервале (0,7 - 0,8) V_k . При такой величине поперечной подачи обеспечивается формирование минимального угла заборного конуса в осевом сечении РПК, а следовательно, и минимальное отклонение образующей рабочей поверхности от прямолинейности.

Электрические режимы представляют собой величину среднего тока электроэрозионных воздействий, при определении которой исходят из необходимости обеспечения отсутствия фазово-структурных превращений в поверхностном слое изделия и стабилизации технологических показателей обработки во времени.

В условиях, когда потеря режущей способности рабочей поверхности обуславливается изнашиванием зёрен, для стабилизации режущей способности РПК может использоваться равенство времени формирования критических параметров рабочей поверхности в результате резания и времени обновления параметров РПК с помощью электроэрозионных управляющих воздействий.

В этом случае интенсивность удаления связки в процессе управляющих воздействий

$$P = \frac{V_c}{\tau_{кр}}, \quad (1)$$

где V_c - объём связки, который должен быть удалён с рабочей поверхности, чтобы зёрна с наибольшими площадками контакта покинули РПК, мм³;

$\tau_{кр}$ - время образования критических параметров РПК в результате резания, мин.

Для определения времени формирования критических параметров РПК воспользуемся формулой для расчёта тангенциальной составляющей силы резания, в которой ряд входящих величин выражены в функции времени шлифования

$$P_{zk} = \frac{\left[\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z(\tau) \cos \omega}}{\sin \beta} + K_3 M \mu_l(\tau) \right] z_p(\tau) b(\tau) C}{1 + \left[\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z(\tau) \cos \omega}}{\sin \beta} + K_3 M \mu_l(\tau) \right] z_p(\tau) b(\tau) \frac{4\alpha a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_b}{\lambda V_d S \sqrt{\pi}}}, \quad (2)$$

где M - коэффициент, определяемый по формуле $M = 1 + 2(\pi/4 - \beta)$;

$a_z(\tau)$, $b(\tau)$ - соответственно толщина и ширина среза единичным зерном, мм;

β , ω - соответственно угол сдвига и угол действия;

K_3 - коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных на-

пряжений на площадке контакта задней поверхности зерна с поверхностью резания;

μ - коэффициент трения задней поверхности зерна по поверхности резания;

$l_z(\tau)$ - длина площадки контакта на зерне, мм;

$z_p(\tau)$ - количество режущих зёрен;

a, λ - соответственно коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$, и теплопроводности, $\text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$, обрабатываемого материала;

C, α - начальная ордината и угловой коэффициент в линейном уравнении, описывающем влияние температурно-скоростных факторов в условиях резания на величину касательных напряжений, соответственно, МПа, МПа/К; уравнение имеет вид $\tau_s = C - \alpha T$;

H - безразмерная полуширина источника тепла;

α_b - коэффициент, учитывающий количество тепла, поступающее в деталь;

S - площадь зоны контакта детали со шлифовальным кругом, мм^2 .

Используя в качестве ограничения температуру порога фазово-структурных превращений на обработанной поверхности, определим критическое значение силы $P_{зк}$

$$P_{зккр} = \frac{T_{кр} \lambda V_0 S}{4aV_k} \sqrt{\frac{\pi}{H}}, \quad (3)$$

где $T_{кр}$ - температура, определяющая порог фазово-структурных превращений, К.

Расчёт критического значения по формуле (2) осуществляется с пошаговым увеличением времени шлифования и прекращается при условии

$$P_{зккр} > P_{зк} \geq 0,95 P_{зккр}$$

где $P_{зккр}$ - критическое значение тангенциальной составляющей, рассчитанное по формуле (3), Н.

Время шлифования, при котором выполняется неравенство (4), является временем формирования в процессе резания критических параметров РПК $\tau_{кр}$.

Объём связки, подлежащий удалению в процессе электроэрозионных воздействий для обеспечения обновления РПК, рассчитывается по формуле

$$V_c = 10^{-3} \cdot (h_n - h_k) \left(1 - \frac{P_v \cdot K}{100} \right) \pi D_k B_k, \quad (5)$$

где h_n, h_k - соответственно начальная и критическая конечная глубина заделки зерна в связку, мкм;

P_v - объёмная доля алмаза в алмазосодержащем слое;

K - относительная концентрация алмазов, %;

D_k, B_k - соответственно диаметр и высота шлифовального круга, мм.

После подстановки $\tau_{кр}$ и V_c в формулу (1) рассчитывается необходимая интенсивность удаления связки в процессе управляющих воздействий.

Среднее значение тока электроэрозионных управляющих воздействий находится с учётом модели источника технологического тока, используемого для управляющих воздействий. Например, для источника тока модели ИТТ-35

$$I_{cp} = \frac{P}{0,18 U_{sm}},$$

где U_{sm} - расчётная величина напряжения на эрозионном промежутке, В.

Шлифование со стабилизацией технологических показателей обработки с помощью электроэрозионных управляющих воздействий позволяет повысить производительность шлифования в 1,4 - 1,6 раза, улучшить качество и снизить себестоимость обработки высоколегированных, быстрорежущих сталей, титановых и твёрдых сплавов. Способ позволяет реализовать два, казалось бы, взаимоисключающих условия эффективного применения алмазного шлифования: во-первых, обеспечить прочное закрепление алмазных зёрен в связке, что даёт возможность полностью использовать уникальные режущие свойства алмазов; во-вторых, обеспечить постоянное обновление РПК во время обработки, а, следовательно, стабилизировать во времени выходные технологические показатели шлифования.

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ ПОВОРОТНОЙ ПОДКЛАДКИ С РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНОЙ НА ДЕРЖАВКЕ УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНОГО РЕЗЦА

Матюха П.Г., Гринёв Ю.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Investigation of condition of fastening of a rotary pad with a cutting insert on a holder of the universal turning tool is carried out.

В настоящее время повышение производительности и гибкости является одной из главных тенденций развития машиностроительного производства, которому в равной степени должно отвечать и его инструментальное обеспечение.

Универсально-сборные резцы (УСР) с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин (МНП) полностью соответствуют этой тенденции, так как позволяют значительно повысить гибкость инструмента и снизить затраты на его изготовление и обработку изделия.

Расширение области использования таких резцов обеспечивается изменением геометрических параметров за счет поворота режущей части относительно державки.

УСР [1] состоит из державки 1, поворотной подкладки 2 с пружинным элементом, режущей пластины 3, штифта 4, зажимного элемента 5, винта 6 и гайки 7 (рис. 1).

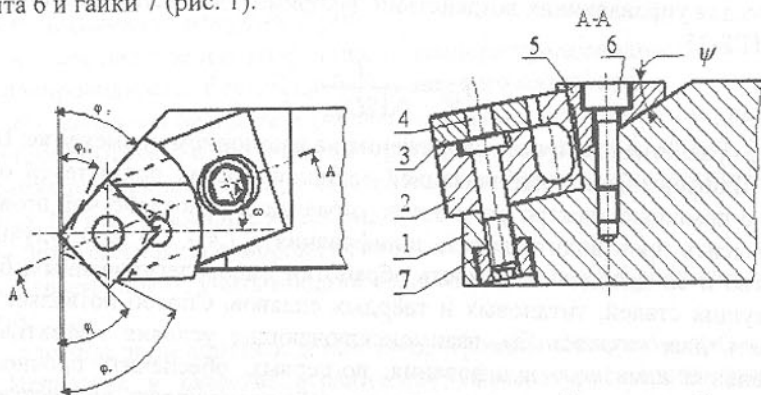


Рис. 1. Универсально-сборный резец с изменяемой геометрией в плане

Область применения УСР (чистовая или черновая обработка) определяется силами закрепления поворотной подкладки на державке, которые должны обеспечивать необходимое, в соответствии с заданной геометрией, положение поворотной подкладки относительно державки в процессе обработки.

Рассмотрим схемы нагружения поворотной подкладки и зажимного элемента в статике без учета сил резания в процессе обработки (рис. 2, рис. 3) при следующих допущениях:

- система является абсолютно жесткой (т.е. возможные деформации контактирующих деталей не учитываются);
- реакции на элементах определены из обеспечения условия базирования;
- упругость пружинного элемента в направлении действия силы закрепления W_z не учитывается;
- в местах контакта опорной поверхности подкладки и державки и буртика штифта с подкладкой контактирование осуществляется по трем точкам, которые расположены на окружностях с радиусами соответственно R и R_2 и создают вписанные правильные треугольники.

На рисунках 2 и 3 используются следующие обозначения:

N_{1c} – статическая реакция штифта, возникающая в результате действия сил закрепления; N_{2c} – статическая реакция опорной поверхности; M_{cm} – проворачивающий момент; α – задний угол; W_z, W_z'' – составляющие силы

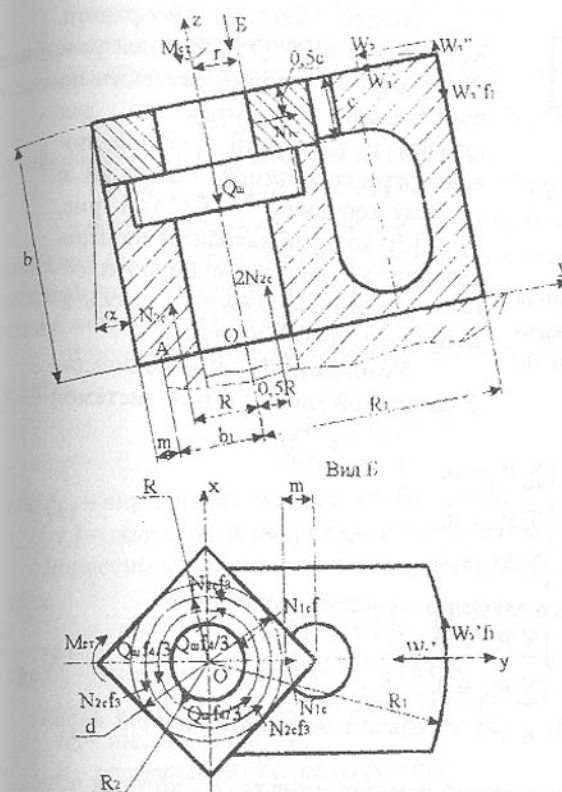


Рис. 2. Схема действия активных и реактивных сил на поворотную подкладку в статике

P_z – проекция силы R_z на ось z ; W_z – проекция силы R_z на ось y ; φ_2, φ_3 – углы трения; ψ – угол скоса державки под зажимным элементом; N_z – нормальная реакция поворотной подкладки; F_z – сила трения между зажимным элементом и поворотной подкладкой; R_z – результирующая сил N_z и F_z .

Согласно работе [2], радиусы R и R_2 определяются по следующим зависимостям:

$$R = 0,33 \cdot \frac{d^3 - d_{in}^3}{d^2 - d_{in}^2}; \quad (1)$$

$$R_2 = 0,33 \cdot \frac{d_6^3 - d_{in}^3}{d_6^2 - d_{in}^2}, \quad (2)$$

где d – вписанный диаметр пластины; d_{in} – диаметр отверстия в подкладке под штифт; d_6 – диаметр буртика штифта.

закрепления W_z ; R – плечо приложения реакций N_{2c} ; R_1 – радиус сектора подкладки; R_2 – радиус окружности, на которой находятся точки контакта буртика штифта с подкладкой; c – толщина режущей пластины; r – радиус головки штифта; b_1 – радиус вписанной окружности пластины; b – высота поворотной подкладки с МНП; f_1, f_2, f_3, f_4 – коэффициенты трения; m и d – стандартные параметры МНП регламентированные ГОСТом; N_e – нормальная реакция опорной поверхности; F_e – сила трения между опорной поверхностью зажимного элемента и державкой; R_e – результирующая сил N_e и F_e ;

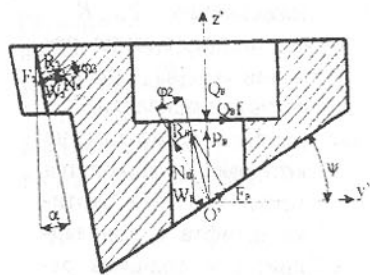


Рис. 3. Схема действия активных и реактивных сил на зажимной элемент в статике при завинчивании винта

Введем систему координат X, Y, Z с осями OX, OY, OZ и центром O (см. рис. 2), который размещен на пересечении оси отверстия для штифта и плоскости опорной поверхности поворотной подкладки и систему координат $Y'O'Z'$ (см. рис. 3), центр которой находится на пересечении оси винта и опорной плоскости зажимного элемента, а ось z' направлена по оси винта.

Условия равновесия подкладки с пластиной описываются системой

уравнений:

$$\begin{cases} \sum P_{yi} = 0, \\ \sum P_{zi} = 0, \\ \sum M_{zi} = 0, \end{cases} \quad (3)$$

а условия равновесия зажимного элемента – системой уравнений:

$$\begin{cases} \sum P_{y'i} = 0, \\ \sum P_{z'i} = 0. \end{cases} \quad (4)$$

Используя уравнения (3) и (4) определим величины реакций и сил закрепления.

Определим величину статической реакции штифта N_{1c} , которая возникает в месте контакта поверхности отверстия пластины с поверхностью штифта (см. рис. 2). При расчете считаем, что коэффициенты трения f, f_1, f_2, f_3, f_4 равны между собой.

$$\sum P_{yi} = 0, \quad (5)$$

$$N_{1c} - W'_3 = 0, \quad (6)$$

$$N_{1c} = W'_3.$$

Значение реакции N_{2c} найдем с помощью равенства $\sum P_{zi} = 0$:

$$3N_{2c} + W''_3 - W'_3 f - Q_u = 0. \quad (7)$$

Из уравнения (7) получаем:

$$N_{2c} = \frac{Q_u - W''_3 + W'_3}{3}. \quad (8)$$

Составляющие силы закрепления равны:

$$W'_3 = W_3 \cos \alpha; \quad W''_3 = W_3 \sin \alpha. \quad (9)$$

Допустимую величину проворачивающего момента M_{cm} , при определенных силах закрепления Q_u и W_3 , найдем с помощью условия равновесия поворотной подкладки с пластиной относительно оси z $\sum M_{zi} = 0$:

$$3N_{2c} R f + Q_u f R_2 + N_{1c} f r + W'_3 f R_1 - M_{cm} = 0. \quad (10)$$

С учетом (9), (6) и (8) выразим из (10) M_{cm} :

$$M_{cm} = W_3 [(fR + r + R_1) f \cos \alpha - fR \sin \alpha] + Q_u f (R + R_2). \quad (11)$$

Для определения величины M_{cm} по формуле (11) необходимо знать значение Q_u , которое должно удовлетворять условию отсутствия разрушения штифта из расчетов его на разрыв, срез резьбы и смятия буртика, а также значение силы закрепления W_3 .

Допустимое усилие в стержне штифта из условия прочности на разрыв:

$$Q_{up} \leq \frac{\pi d_{1u}^2 [\sigma_p]}{4}, \quad (12)$$

где d_{1u} – внутренний диаметр резьбы штифта;

$[\sigma_p]$ – допустимое напряжение растяжения.

Допустимое усилие в стержне штифта из условия прочности резьбы на срез:

$$Q_{uc} \leq \pi D_1 [\tau_{cp}] H_z k k_m, \quad (13)$$

где D_1 – внешний диаметр резьбы гайки;

$[\tau_{cp}]$ – допустимое напряжение среза;

H_z – высота гайки;

k – коэффициент полноты резьбы;

k_m – коэффициент неравномерности нагружения.

Допустимое усилие в стержне штифта из условия прочности буртика на смятие:

$$Q_{ucm} = \frac{\pi (d_6^2 - d_u^2) [\sigma_{cm}]}{4}, \quad (14)$$

где $[\sigma_{cm}]$ – допустимое напряжение смятия;

При закреплении поворотной подкладки с пластиной необходимо учитывать следующее ограничение:

$$N_{1c} < \frac{\pi d_s^2 [\tau_{cp}]}{4}, \quad (15)$$

где d_s – диаметр головки штифта.

Кроме того, величина силы W_3 , возникающей при завинчивании винта, которая создает опрокидывающий момент подкладки с МНП относительно точки A (см. рис. 2), должна быть меньше той, что вызовет в стержне штифта усилие выше допустимого (минимального Q_u из (12), (13), (14)).

При опрокидывании подкладки с МНП реакции опорной поверхности $3N_{2c}$ смещаются в точку А. С учетом этого определим допустимую силу закрепления $W_{3.d.}$ с помощью уравнения равновесия поворотной подкладки относительно точки А:

$$\sum M_{Ai} = 0; W_3' b + W_3'' (b_1 + R_1) - N_{1c} (b - 0,5c) - W_3' f (b_1 + R_1) - Q_w b_1 = 0. \quad (16)$$

С учетом (6) и (9) из уравнения (16) можно выразить допустимую силу $W_{3.d.}$:

$$W_{3.d.} = \frac{Q_w b_1}{\sin \alpha (b_1 + R_1) + \cos \alpha [0,5c - f (b_1 + R_1)]}. \quad (17)$$

Для определения силы закрепления поворотной подкладки W_3 рассмотрим зажимной элемент в равновесии (см. рис. 3):

$$\sum P_{x'i} = 0, \quad P_6 + F_3 \cos \alpha - Q_6 = 0; \quad (18)$$

$$\sum P_{y'i} = 0, \quad W_3 - W_6 + Q_6 f - F_3 \sin \alpha = 0. \quad (19)$$

Выразим силу трения F_3 через силу закрепления W_3 , а составляющую силы $R_6 - P_6$ - через W_6 :

$$F_3 = \frac{W_3 \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3)}{\cos \alpha}; \quad (20)$$

$$P_6 = \frac{W_6}{\operatorname{tg}(\psi - \varphi_2)}. \quad (21)$$

С учетом (19) сила W_6 :

$$W_6 = Q_6 f + W_3 [1 - \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3) \operatorname{tg} \alpha]. \quad (22)$$

Определим силу закрепления поворотной подкладки W_3 . Для этого преобразуем (18) с учетом (20), (21), (22):

$$W_3 = \frac{Q_6 [1 - f \operatorname{ctg}(\psi - \varphi_2)]}{[1 - \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3) \operatorname{tg} \alpha] \operatorname{ctg}(\psi - \varphi_2) + \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3)}. \quad (23)$$

Допустимую величину W_3 из условия прочности винта на растяжение можно найти подставив значение Q_6 из выражения:

$$Q_6 = \frac{\pi d_{16}^2 [\sigma_p]}{4}, \quad (24)$$

где d_{16} - внутренний диаметр резьбы винта.

Для определения статических моментов сил трения при закреплении подкладки на державке по уравнению (11) была составлена программа расчета на ПЭВМ.

Как показали выполненные расчеты (рис. 4), усилия в стержнях винта и штифта узла крепления при их затяжке взаимно обусловлены. В связи с этим, существует момент, когда при определенной силе предварительной затяжки штифта нельзя увеличивать силу закрепления поворотной подкладки винтом, так как возможно нарушение базирования подкладки и да-

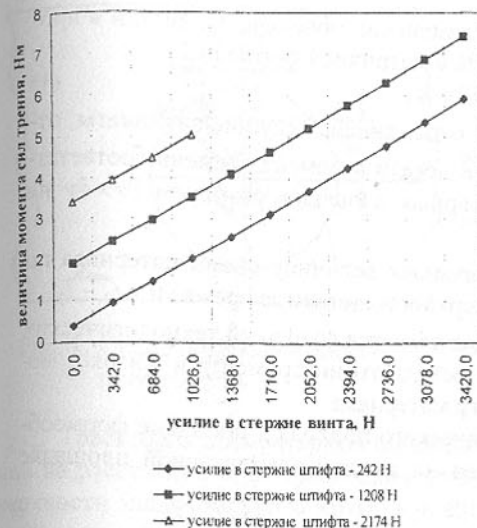


Рис. 4. Влияние усилий в стержнях винта и штифта при их затяжке на величину момента сил трения (диаметр резьбы винта - М6, штифта - М5, размеры державки резца - 25×32, диаметр вписанной окружности пластины - 15,875 мм, угол скоса зажимного элемента - 30°)

же разрушение штифта.

Проведенные исследования узла крепления поворотной подкладки с режущей пластиной на державке в статике показали:

- в предложенной конструкции узла крепления поворотной подкладки на державке усилие затяжки винта и штифта взаимно обусловлены;

- предложенный узел крепления обеспечивает при различных силах затяжки винта и штифта момент сил трения от 5 до 7,5 Нм;

- при неизменном усилии в стержне винта увеличение угла скоса зажимного элемента ψ (см. рис. 1) обеспечивает увеличение момента сил трения, рекомендуемая величина $\psi = 75-80^\circ$.

Список литературы: 1. Патент Украины № 12364А. В 23 В27/16. Универсально-збірний інструмент / Матюха П.Г. и др. 2. Корсаков В.С. Основы конструирования приспособлений: Учебник для вузов.-2-е изд., перераб. и доп.-М.: Машиностроение, 1983. 277 с.

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПЛОСКОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЭЛАСТИЧНЫМ ШЛИФОВАЛЬНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Михайлов А.Н., Байков А.В., Ковалев М.С.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The analytical dependence of change of stock removal size along radius of a grinding wheel at machining of plane surfaces under the face grinding process by the elastic tool is received.

Аналитическое представление изменения поверхности детали в процессе обработки принято представлять в матричной форме [1,2]:

$$A_1 = A_0 - B, \quad (1)$$

где A_1, A_0 - матрицы порядка $m \times n$, отражающие текущие аппликаты, отсчитываемые от базовой поверхности детали в момент времени соответственно t_1 и t_2 ($m \times n$ - число элементарных площадок размером $\Delta x \times \Delta y$ на поверхности детали);

B - матрица порядка $m \times n$, определяющая величину съема материала по каждой элементарной площадке поверхности детали за время $\Delta t = t_2 - t_1$.

Величина съема в общем случае является функцией технологических режимов обработки, характеристик режущего инструмента и физико-механических свойств обрабатываемого материала.

На основании физико-механического подхода к проблеме формообразования поверхностей [1,2,3] съем на каждой элементарной площадке определяется зависимостью:

$$\frac{dz}{dt} = C_m p k \bar{V}, \quad (2)$$

где z - линейный съем в данной точке поверхности детали;

C_m - постоянная, характеризующая конкретные условия обработки (зернистость и твердость инструмента, свойства обрабатываемого материала и т.д.), МПа⁻¹;

p - удельное давление в зоне резания, МПа;

k - коэффициент заполнения инструмента, [2,3];

$\bar{V}$ - средняя скорость относительного движения инструмента и детали, м/с;

t - время, с.

Задача получения высокой точности поверхности деталей небольших габаритов (соизмеримых с поверхностью инструмента) за счет управления поверхностью инструмента, кинематическими и режимными параметрами обработки решена и работах [1,2,3,4]. При обработке плоскостей, значительно превышающих размеры шлифовального инструмента, например обработка облицовочных плит из природного камня, решение задачи формирования плоской поверхности имеет свои особенности.

Схема обработки облицовочных плит из природного камня на автоматических линиях, порталных и мостовых станках практически одинаковая: реализуется схема торцового шлифования (рис. 1).

Процесс формообразования поверхности будем описывать уравнением (1), рассматривая относительное движение элементарных площадок заготовки по поверхности шлифовального инструмента. Величину съема материала на каждой элементарной площадке определяем по уравнению (2).

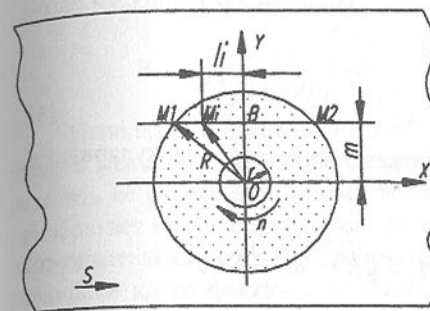


Рис. 1. Схема обработки плоской поверхности

Траектория элементарной площадки (точки) заготовки, расположенной на расстоянии r от траектории движения центра инструмента, по поверхности шлифовального круга в относительном движении заготовки и инструмента представляет прямую M_1M_2 (см. рис.1). Пренебрегая величиной скорости подачи вследствие её малости, среднюю скорость относительного движения точки заготовки по поверхности инструмента принимаем равной средней скорости резания при её перемещении по прямой M_1M_2 . Расположив систему координат как показано на рис. 1 отметим, что значение скорости точки M_1 на участках M_1B и BM_2 имеет аналогичный закон распределения и средние значения скоростей равны. Кроме того, распределение средних скоростей контакта точек заготовки и инструмента располагается симметрично траектории движения центра инструмента. Это позволяет рассматривать значение средней скорости в пределах одного квадранта.

При данном допущении среднее значение скорости относительного движения будет:

$$\bar{V} = \int_{V_{M_1}}^{V_B} p(V) dV, \quad (3)$$

где V - текущее значение скорости относительного движения, м/с;

$p(V)$ - плотность вероятности распределения скорости при изменении радиуса инструмента вдоль прямой M_1M_2 ;

V_B, V_{M_1} - граничные значения скорости, м/с.

Текущее значение скорости резания V_i в точке M_i , лежащей на прямой M_1M_2 будет:

$$V_i = \frac{2\pi r_i n}{1000}, \quad (4)$$

где n - частота вращения шлифовального круга, с⁻¹;

ρ_i - текущее значение радиуса контакта элементарной площадки заготовки и шлифовального круга, мм.

Из треугольника OM_iB :

$$\rho_i = \sqrt{m^2 + l_i^2}, \quad (5)$$

m и l - проекции радиуса ρ_i на оси соответственно перпендикулярную и параллельную направлению подачи.

Величину l_i определим как:

$$l_i = M_i B - M_1 M_i = \sqrt{R^2 - m^2} - S t_i, \quad (6)$$

где S - величина подачи заготовки, мм/с;

t_i - текущее значение времени, с;

R - наружный радиус шлифовального инструмента, мм.

Подставив выражение (5) в (6) после преобразований получим:

$$\rho_i = \sqrt{R^2 + (S t_i)^2 - 2 S t_i \sqrt{R^2 - m^2}}, \quad (7)$$

На основании (7) в выражении (3) в качестве переменной будет выступать время контакта элементарной площадки с инструментом, а среднее значение скорости относительного движения будет:

$$\bar{V} = \frac{1}{1000} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} p(t) dt, \quad (8)$$

где $p(t)$ - плотность вероятности распределения времени контакта элементарной площадки с поверхностью инструмента, для равномерного распределения $p(t) = 1/t_1$;

t_1 - половина времени контакта элементарной площадки с поверхностью инструмента (в пределах второго квадранта), с.

Время контакта определяется зависимостью:

$$t_1 = \begin{cases} \frac{\sqrt{R^2 - m^2} - \sqrt{r^2 - m^2}}{S} & \text{при } m < r \\ \frac{\sqrt{R^2 - m^2}}{S} & \text{при } m \geq r \end{cases}, \quad (9)$$

С учетом изложенного среднее значение скорости относительного движения будет:

$$\bar{V} = \frac{2\pi n}{1000 t_1} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} dt, \quad (10)$$

Подставив среднее значение скорости относительного движения точки обрабатываемой плоскости по поверхности инструмента в выражение (2) и проведя преобразования, получим значение линейного съема материала в точке, расположенной на расстоянии m от траектории движения центра инструмента:

$$Z = C_m p k \frac{4\pi n}{1000} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} dt, \quad (11)$$

Используя выражение (11), можно рассчитать величину съема материала в каждой линейной вдоль направления подачи зоне заготовки и определить её форму при данных условиях обработки. Особое значение это приобретает при использовании эластичного шлифовального инструмента на окончательных этапах обработки, т.к. упругая деформация рабочей поверхности круга фактически обеспечивает различную величину съема в различных зонах детали.

Расчеты по формуле (11) проводили с использованием пакета Mathcad7 для случая обработки эластичным шлифовальным инструментом с размерами, соответствующими размерам алмазной головки АГП 320 конструкции ИСМ НАНУ: $R=160$ мм, $r=56$ мм. Рассматривали три конструкции рабочей поверхности инструмента: со сплошным алмазоносным слоем, с алмазным слоем в виде логарифмической спирали ($N=6$, $\beta=17,5^\circ$, $b=20$ мм), с алмазным слоем в виде радиально расположенных лучей ($N=6$, $b=20$ мм). Режимы обработки были приняты согласно рекомендациям [5,6] для операций предварительного полирования: $n=160$ об/с, $S=50$ мм/с, $p=0,2$ Мпа. Для сравнения расчетов постоянная C_m , характеризующая конкретные условия обработки, принята $C_m=1$.

Коэффициент заполнения для инструмента определяем по данным [3]. Поскольку коэффициент заполнения связан, как и скорость резания, с текущим радиусом расположения элементарной площадки материала относительно центра шлифовального круга, то величина съема материала для инструмента с алмазоносным слоем в виде логарифмической спирали и в виде радиальных лучей будет соответственно:

$$Z = C_m p N \lg(\beta) \lg \left(\frac{\frac{1}{t_1} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} dt}{\frac{1}{t_1} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} dt - \frac{b}{\sin(\beta)}} \right) \times \quad (12)$$

$$\times \frac{4n}{1000} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} dt$$

$$Z = C_m p N \arcsin \left(\frac{b}{\frac{2}{t_1} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} dt} \right) \times \quad (13)$$

$$\times \frac{4n}{1000} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2 S t \sqrt{R^2 - m^2} + (S t)^2} dt$$

Результаты расчетов по формулам (11) - (13) графически представлены на рис. 2.

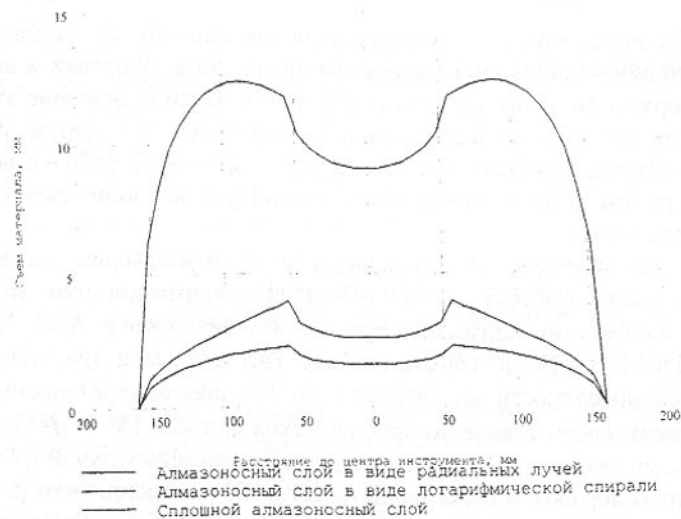


Рис. 2. Теоретическая кривая, описывающая характер съема материала

Анализ полученных значений показывает, что величина съема материала существенно зависит от расположения элементарной площадки относительно центра инструмента. Зависимость имеет сложный экстремальный характер, определяемый влиянием одновременно средней скорости и времени взаимодействия элементарной площадки с инструментом. Выделяется участок, соответствующий центральному отверстию шлифовального круга. Средняя величина съема материала линейно возрастает с увеличением интегрального коэффициента заполнения инструмента [3] и наибольшее значение $\bar{Z} = 10,01$ соответствует инструменту со сплошным алмазосносным слоем. По критерию неравномерности съема материала, оцениваемому среднеарифметическим отклонением профиля по расчетным точкам, лучший результат обеспечивает также инструмент со сплошным алмазосносным слоем.

Полученные зависимости величины съема материала от расположения элементарной площадки обрабатываемой поверхности позволили определить рациональные значения перекрытия зон обработки, обеспечивающие наиболее равномерный съем материала. Для инструмента со сплошным алмазосносным слоем зона перекрытия равна $\Delta = 0,025D$, где D — диаметр инструмента, для алмазосносного слоя в виде логарифмической спирали $\Delta = 0,175D$, для алмазосносного слоя в виде радиальных лучей $\Delta = 0,125D$.

Список литературы: 1. Доводка прецизионных деталей машин / П.Н. Орлов, А.А. Савелова, В.А. Полухин и др. — М.: Машиностроение, 1978. — 256 с. 2. Цеснек Л.С. Механика и микрофизика истирания поверхностей. — М.: Машиностроение, 1979. — 264 с. 3. Финишная алмазно-абразивная обработка неметаллических деталей / Рогов В.В. — К.: Наук. Думка, 1985. — 264 с. 4. Технология оптических деталей / Под ред. М.Н. Семибратова. — М.: Машиностроение, 1978. — 415 с. 5. Сычев Ю.И., Берлин Ю.Я. Шлифовально-полировальные и фрезерные работы по камню. — М.: Стройиздат, 1985. — 312 с. 6. Добыча и обработка природного камня: Справочник / Под общ. ред. А.Г. Смирнова. — М.: Недра, 1990. — 445 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ НА ТОНКОСТЕННОМ ИЗДЕЛИИ

Михайлов А.Н., Матвиенко А.В., Водолажченко А.Г.
(ДонГАСА, г.Макеевка, Украина)

Формообразование внутренней резьбовой поверхности на деталях с ограниченной толщиной стенки (менее шага резьбы) из высокопластичных материалов (алюминия, меди, латуни) является сложной технологической задачей. Трудности, связанные с резьбообработкой, заключаются, во-первых, в малой жесткости таких деталей, что затрудняет их закрепление при обработке и, во-вторых, в низком качестве резьбовой поверхности, которую образуют традиционно резанием. Для преодоления возникающих трудностей преднамеренно увеличивают толщину стенки заготовки, что во многих случаях неоправданно и приводит к перерасходу дорогостоящего материала. При этом вопрос качества изделия остается открытым.

В настоящее время весьма эффективными методами внутреннего резьбоформирования на тонкостенных деталях являются радиальный обжим, редуцирование [1] и обкатывание роликами [2], основанные на холодной пластической деформации металла. Методы радиального обжима и редуцирования реализуются на прессовом оборудовании и используются в мелкосерийном производстве для изготовления деталей типа накидных гаек малой и средней длины свинчивания, грубой и средней степени точности. Метод обкатывания реализуется практически на любом металлорежущем оборудовании, имеющем вертикальную или горизонтальную ось вращения шпинделя. В качестве технологической оснастки может быть использована универсальная. Поэтому метод обкатывания, ввиду своей дешевизны и доступности, более привлекателен для работников машиностроительных предприятий по сравнению с методами радиального обжима

и редуцирования, однако уступает по точности.

Выдавливание внутренней резьбы обкатыванием заключается в следующем (рис.1). Тонкостенная заготовка 1 устанавливается на резьбовой оправке 2, имеющей параметры резьбы, которые необходимо получить на изделии. Резьбовая оправка приводится во вращение и при этом наружная поверхность заготовки обкатывается роликами 3, которые, деформируя заготовку, выдавливают резьбу на внутренней поверхности по резьбовой оправке. Перемещение роликов может осуществляться в радиальном направлении (рис.1,а) или вдоль оси заготовки (рис.1,б). Для удержания заготовки в зоне обкатывания при радиальной подаче роликов ее необходимо сжать прижимами 4 по торцам, а при осевой подаче - ограничить упором 4 ее осевое перемещение.

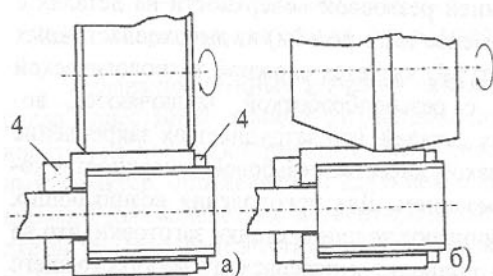


Рис.1. Схема выдавливания внутренней резьбы обкатыванием роликами (а - радиальная подача; б - осевая подача)

В ходе экспериментальных исследований, проведенных на токарном станке с использованием универсального модернизированного устройства с роликами, установлено следующее: 1) процесс выдавливания резьбы роликами с осевой подачей состоит из двух последовательных стадий: стадии формирования площадки контакта ролика с заготовкой и стадии собственно выдавливания резьбы; 2) с увеличением единичного обжатия, толщины стенки заготовки, шага резьбы, коэффициента заполнения профиля резьбы и угла переднего конуса ролика (при осевой подаче) значительно увеличивается усилие деформирования; 3) использование в качестве смазок дисульфида молибдена, графита и парафина позволяет значительно снизить усилие деформирования особенно при выдавливании резьбы с крупным шагом; 4) эллипсность изделия увеличивается с повышением единичного обжатия

заготовки; 5) оптимальный угол переднего конуса ролика с точки зрения благоприятного течения металла во впадины резьбы должен составлять 1-2°; 6) параметры резьбы изделия соответствуют грубой точности (7Н, 7Г) малой и средней длины свинчивания. Кроме того, установлено, что выдавливание резьбы при малых обжатиях нежелательно. На рис.2 представлена зависимость шероховатости наружной поверхности изделия от частоты вращения изделия при различных длительностях выдавливания резьбы для различных материалов.

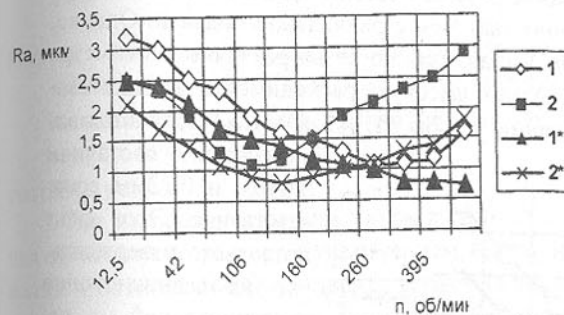


Рис.2. Зависимость шероховатости наружной поверхности заготовки от частоты вращения при различных длительностях выдавливания резьбы (1, 2 - материал АВ, длительность выдавливания 5 с. и 15 с. соответственно; 1*, 2* - материал Л96, длительность выдавливания 5 с. и 15 с. соответственно)

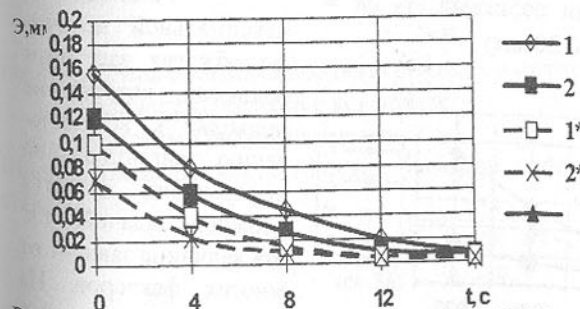


Рис.3. Зависимость эллипсности изделия от длительности выдавливания резьбы (1, 2 - радиальная подача, толщина стенки заготовки 1 мм и 0.5 мм; 1*, 2* - осевая подача, толщина стенки заготовки 1 мм и 0.5 мм)

Из рис.2 следует, что наибольшее влияние на шероховатость оказывают количество циклов нагружения и вид материалов. Так минимальная шероховатость достигается на более упрочняющихся материалах. С увеличением циклов нагружения шероховатость снижается, а далее происходит ее повышение. В этом случае на поверхности заготовки появляется шелушение.

Таким образом, при выдавливании внутренней резьбы обкатыванием необходимо решать ряд комплексных вопросов. С одной стороны увеличение циклов нагружения снижает усилие деформирования (за счет уменьшения величины единичного обжатия), а с другой - происходит снижение качества по-

верхности заготовки вплоть до ее разрушения. Совершенно очевидно, что с увеличением величины единичного обжатия уменьшается количество циклов нагружения и повышается качество изделия. Однако величина обжатия оказывает влияние на возникновение тангенциальной деформации заготовки, что приводит к появлению огранки или эллипсности. На рис.3 представлена зависимость эллипсности (ε) изделия от длительности выдавливания при одинаковой частоте вращения заготовки.

Из рис.3 следует, что эллипсность изделия снижается с уменьшением обжатия заготовки. Выдавливание резьбы с осевой подачей роликов характеризуется более высокой точностью, чем с радиальной подачей. Однако, проведенные исследования по выдавливанию резьб различного диаметра на одинаковых режимах, показали высокую расходимость величин эллипсности. Так при выдавливании резьбы М10х1 и М18х1 величины эллипсности составили 0,05мм и 0,12мм соответственно. Этот факт позволяет утверждать, что на возникновение тангенциальной деформации заготовки значительное влияние оказывают геометрические параметры роликов и их количество в комплекте.

Установление максимальной величины обжатия заготовки роликами, которая не приводит к возникновению тангенциальной деформации, является сложной задачей, т.к. эта величина зависит от многих факторов. На рис.4, рис.5 и рис.6 приведены зависимости относительного изменения наружного диаметра ΔD_3 ($\Delta D_3 = D_{3II} - D_{3I}$, где D_{3II} — наруж-

ный диаметр заготовки до деформирования (обжатия роликами), D_{3II} — наружный диаметр заготовки после деформирования (обжатия)) заготовки от величины зазора (Δ) на оправке, величины обжатия (δR) и соотношения диаметров ролика и заготовки (1- $\delta R=0,2$ мм; 2 - $\delta R=0,1$ мм).

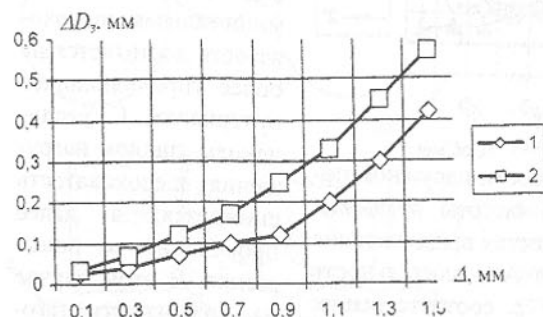


Рис. 4. Зависимость относительного изменения диаметра заготовки от зазора на оправке при обжатии роликами (1- $\delta R = 0,16$ мм; 2 - $\delta R = 0,20$ мм)

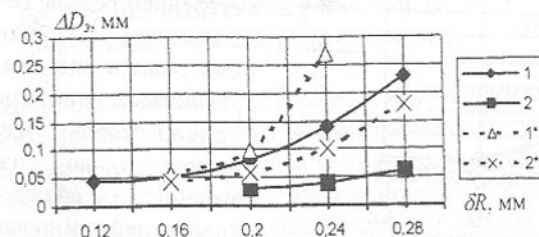


Рис 5. Зависимость относительного изменения диаметра заготовки от величины обжатия (1, 1* - $D_p/D_3 = 3$; 2, 2* - $D_p/D_3 = 4,5$; 1*, 2* - обжатие без оправки, 1, 2 - обжатие на оправке с зазором $\Delta = 0,025$ мм)

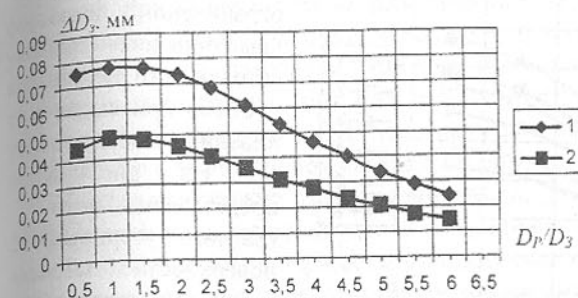


Рис. 6. Зависимость относительного изменения диаметра заготовки при обжатии от соотношения диаметров ролика и заготовки (1- $\delta R=0,2$ мм; 2 - $\delta R=0,1$ мм).

соответственно.

Так из приведенных рисунков видно, что тангенциальная деформация заготовки возрастает с увеличением зазора на оправке и величины обжатия. Соотношение D_p/D_3 двояко влияет на увеличение диаметра заготовки. Наибольшее увеличение диаметра наблюдается при $D_p/D_3 \approx 1$. Уменьшение ΔD_3 при уменьшении D_p/D_3 связано с локализацией очага деформации и увеличением упругих зон, а при увеличении D_p/D_3 - очаг деформации стремится распространиться на весь объем заготовки.

На основании полученных результатов введено понятие - «коэффициент охвата» (K_o), который характеризует степень охвата заготовки роликами и определяется следующим выражением:

$$K_o = \frac{b \cdot k_p}{2\pi R_3} \quad (1)$$

где b - ширина площадки контакта ролика с заготовкой;

k_p - количество роликов в комплекте;

R_3 - наружный радиус заготовки.

Ширина площадки контакта может быть определена следующей зависимостью:

$$b = \sqrt{\frac{2 \cdot R_3 \cdot \delta R \cdot R_p}{R_3 + R_p}} \quad (2)$$

где R_3 - радиус ролика;

δR - величина единичного обжатия заготовки роликом.

На рис.7 представлена зависимость коэффициента охвата от количества роликов в комплекте при различных величинах единичного обжатия.

Из рис.7 следует, что увеличение K_o целесообразно осуществлять путем увеличения количества роликов в комплекте. Величина единичного

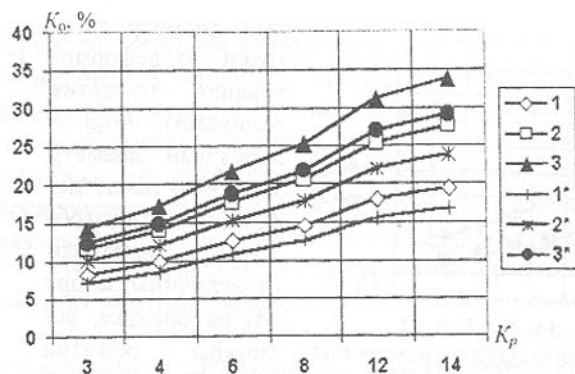


Рис. 7. Зависимость коэффициента охвата заготовки роликами от количества роликов в комплекте при их максимальном диаметре (1, 2, 3 - $D_p/D_s = 4$; 1*, 2*, 3* - $D_p/D_s = 3$; 1, 1* - $\delta R = 0.05$ мм; 2, 2* - $\delta R = 0.1$ мм; 3, 3* - $\delta R = 0.15$ мм)

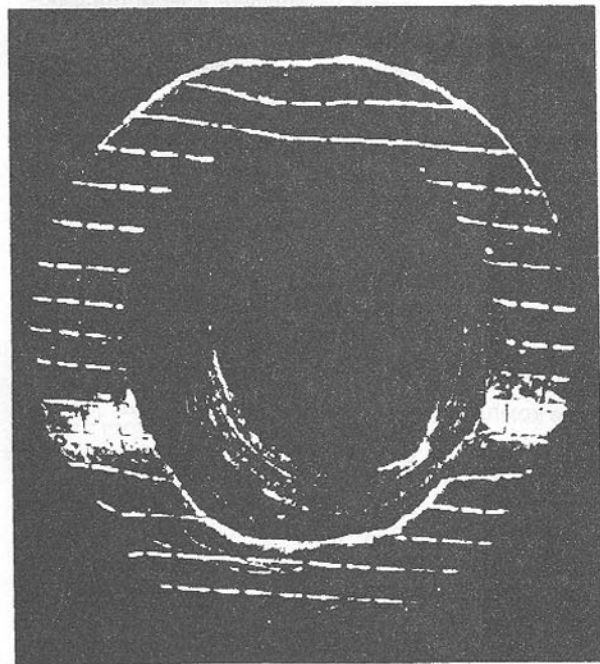


Рис. 8. Торцевая поверхность заготовки после деформирования.

мирования (ПОД), что существенно отличается от условий развития де-

обжатия заготовки ограничено из-за «выпучивания» заготовки, что не допустимо при выдавливании резьбы.

На рис. 8 представлены фотографии торцевой поверхности заготовки, на которой предварительно были нанесены механическим способом взаимно перпендикулярные линии.

Характер искажения линий после деформации (рис. 8) позволяет судить о форме и протяженности очага деформации. Так из рис. 8 следует, что очаг деформации формируется по всей толщине стенки заготовки и по углу «захвата» заготовки роликом. Поэтому, можно утверждать, что процесс выдавливания внутренней резьбы обкатыванием роликами по наружной поверхности осуществляется в условиях поверхностного объемного деформирования

формаций при поверхностном пластическом деформировании (ППД). С увеличением K_0 очаг деформации распространяется практически по всему кольцевому объему заготовки. При этом нет объема металла, находящегося в упругом состоянии; значительная часть объема металла находится в условиях вынужденного ПОД, что исключает «выпучивание» заготовки, приводящего к значительной огранке детали.

Экспериментально установлено, что K_0 должен быть не менее 17-20% с учетом максимальной величины единичного обжатия (δR) при радиальной подаче роликов. При осевой подаче роликов K_0 может быть значительно меньше вследствие того, что основное смещение деформированного металла заготовки осуществляется в осевом направлении. Кроме того, предварительные экспериментальные исследования показали, что локализуя очаг деформации при выдавливании внутренней резьбы с осевой подачей роликов определенной формы процесс формообразования можно осуществлять меньшим количеством роликов в комплекте и не использовать при этом ограничители осевого течения металла заготовки.

Список литературы: 1. Сопилкин Г.В. Исследование процесса формообразования внутренней резьбы на цилиндрических деталях. Автореф. канд. тех. наук (05.03.05) - Краматорск, 1980 - 24 с. 2. Михайлов А.Н., Матвиенко А.В. Новые процессы формообразования резьбовых поверхностей // Критические технологии, автоматизация проектирования и производства изделий в машиностроении: Сб. научных статей по материалам 4-й международной научно-методической конференции. - Киев.: ИСМО, Алушта, 1997 - с.30 - 35.

ОСНОВЫ СИНТЕЗА ГЕОМЕТРИИ ВНУТРЕННИХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗАЦЕПЛЕНИЙ С РАВНЫМ ЧИСЛОМ ВНУТРЕННИХ И НАРУЖНЫХ ЗУБЬЕВ

Михайлов А.Н., Рыбина С.А., Перов Д.В., Оливер Т., Бемент.М.
(ДонГТУ, ПУ, г. Донецк, г. Портсмут, Украина, Великобритания)

The basics of inner spatial gears with equal number of inner and outer teeth for their operation under the conditions of shaft spindle misalignment have been developed in the paper. Analysis of peculiar operation of the inner spatial gears was made. New teeth geometry was proposed and the teeth operation characteristics are demonstrated.

С развитием научно-технического прогресса возникает необходи-

мость создания высокоэффективных машин и механизмов с качественно новыми свойствами и возможностями. Это вызывает потребность в разработке новой элементной базы этих машин с нетрадиционной совокупностью свойств и мерой полезности. К такой элементарной базе относятся пространственные зубчатые зацепления, имеющие различные параметры и свойства. Особый интерес для науки и практики представляют внутренние пространственные зубчатые зацепления с равным числом внутренних и наружных зубьев работающих в условиях пересечения осей валов. К таким внутренним пространственным зацеплениям можно отнести зубчатые муфты, которые широко используются в промышленности для обеспечения связи между агрегатами, позволяющие компенсировать небольшие перекосы осей валов до $\omega \leq 1,5^\circ$. Ограничения по углу перекоса осей валов для зубчатых муфт является сдерживающим фактором их более широкого применения для пространственных зубчатых зацеплений с более высокими углами перекосов осей валов. Это связано с отсутствием необходимой пространственной геометрии зубьев для внутренних пространственных зацеплений с равным числом внутренних и наружных зубьев и предназначенных для работы их в условиях повышенных перекосов осей валов. Поэтому в данной работе предлагаются основы создания геометрии внутренних пространственных зацеплений с равным числом внутренних и наружных зубьев, предназначенных для работы в условиях пересечения осей валов до 15° .

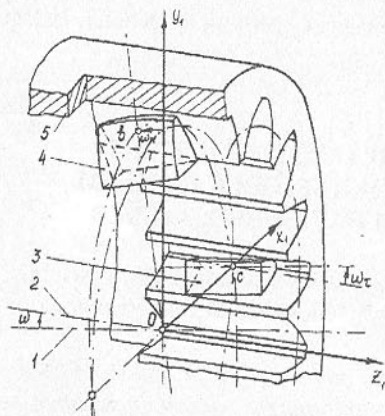


Рис.1. Особые положения зубьев пространственного зацепления с равным числом внутренних и наружных зубьев при наличии перекоса осей элементов

Рассмотрим работу внутреннего пространственного зацепления при наличии перекоса осей валов. На рис.1 представлено внутреннее пространственное зацепление с зубьями эвольвентного профиля, которые взаимодействуют в условиях перекоса осей наружного (втулка) и внутреннего (обойма) зубчатых венцов. Здесь показано: 1 - ось наружного зубчатого венца, 2 - ось внутреннего зубчатого венца, 3 - зуб наружного зубчатого венца (втулки), 4 - зуб внутреннего зубчатого венца (обоймы), 5 - внутренний зубчатый венец (обойма). В точках *b* и *c* особые положения зубьев втулки относительно обоймы [1].

При наличии угловой несоосности соединяемых валов втулка перекошена по отношению к обойме на угол ω . В

точке *b* зуб втулки находится в положении максимального перекоса ω_r . При вращении внутреннего пространственного зацепления каждый зуб втулки дважды пробегает эти особые положения. Между ними имеет место совмещения перекоса ω_r и наклона зубьев ω_k .

Если связать внутренний зубчатый венец (обойму) с системой координат x_1, y_1, z_1 , а наружный зубчатый венец (втулку) с системой координат x_2, y_2, z_2 можно проанализировать относительные движения элементов внутреннего пространственного зацепления (рис. 2). На рис. 2 показано: 1 - плоскость проходящая через центр зубчатого венца втулки; 2 - коническая поверхность, получаемая как результат относительных движений осей валов втулки и обоймы; 3 - сложная пространственная коническая поверхность, получаемая как результат относительных движений осей y_1 и y_2 систем координат, связанных с зубьями обоймы и втулки; 4 - сложная пространственная коническая поверхность, получаемая как результат относительных движений осей x_1 и x_2 систем координат, связанных с зубьями обоймы и втулки; 5 - шаровая поверхность, на которой располагаются траектории движения точки, связанной с зубом втулки, относительно зубьев обоймы.

Связь между координатами x_1, y_1, z_1 и x_2, y_2, z_2 в относительных движениях определяется уравнениями [1]:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= x_1(1 - 2\cos^2\psi \sin^2\frac{\omega}{2}) - y_1 \sin 2\psi \sin^2\frac{\omega}{2} + z_1 \cos\psi \sin\omega; \\ y_2 &= -x_1 \sin 2\psi \sin^2\frac{\omega}{2} + y_1(1 - 2\sin^2\psi \sin^2\frac{\omega}{2}) + z_1 \sin\psi \sin\omega; \\ z_2 &= -x_1 \cos\psi \sin\omega - y_1 \sin\psi \sin\omega + z_1 \cos\omega, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где ψ - угол поворота внутреннего пространственного зацепления; ω - угол перекоса осей валов втулки и обоймы

Анализ относительных движений осей втулки и обоймы показал, что точка *a*, лежащая на продольной оси втулки, описывает окружность, проходящую через точки $a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, a_7, a_8$, являющимися особыми положениями зубьев в относительных движениях. При этом поверхность 2 (рис.2) описывается выражением:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= z_1 \cos\psi \sin\omega, \\ y_2 &= z_1 \sin\psi \sin\omega, \\ z_2 &= z_1 \cos\omega. \end{aligned} \right\}$$

Можно заметить, что точки *a* или *c*, лежащие на осях y_2 или x_2 , связанные зубьями втулки, описывают сложные пространственные кривые, проходящие через точки $b_1, b_2, b_3, b_4, b_5, b_6, b_7, b_8$ или $c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7, c_8$, траек-

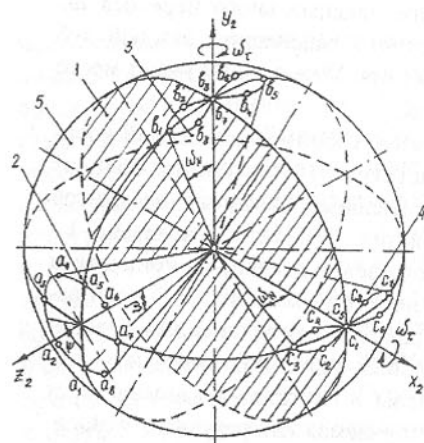


Рис. 2. Особенности относительных движений элементов внутреннего пространственного зацепления при наличии перекоса осей и $i=1$

тории которых подобны восьмеркам накрученных на шар. При этом поверхности 3 и 4 (рис.2) могут быть описаны следующими выражениями:

$$\left. \begin{aligned} &\text{для поверхности 3} \\ &x_2 = -y_1 \sin 2\psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ &y_2 = y_1 (1 - 2 \sin^2 \psi \sin^2 \frac{\omega}{2}), \\ &z_2 = -y_1 \sin \psi \sin \omega; \\ &\text{для поверхности 4} \\ &x_2 = x_1 (1 - 2 \cos^2 \psi \sin^2 \frac{\omega}{2}), \\ &y_2 = -x_1 \sin 2\psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ &z_2 = -x_1 \cos \psi \sin \omega. \end{aligned} \right\}$$

Для внутренних пространственных зацеплений с прямолинейными или криволинейными образующими зубьев, угловые расположения осей втулки относительно обоймы вызывают смещение зубьев, которые ведут к появлению неравномерных зазоров между зубьями по периметру внутреннего пространственного зацепления. При этом смещения зубьев втулки относительно зубьев обоймы экстремальны в положениях максимального перекоса. Поэтому в начальный момент вращения внутреннего простран-

ственного зацепления будут взаимодействовать только два зуба, лежащих на оси x_2 максимального перекоса, в зонах I и 2 (рис.3), по одному в каждой зоне. С увеличением крутящего момента, за счет деформации зубьев, число зубьев передающих нагрузку увеличивается до числа находящихся в двух взаимно противоположных зонах β . Здесь можно заметить, что эпюра распределения нагрузки не симметрична оси x_2 (рис.3). Это связано с особенностями относительно движения зубьев внутреннего про-

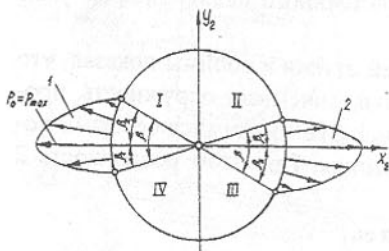


Рис.3. Эпюра распределения нагрузки во внутреннем пространственном зацеплении с прямолинейной образующей зубьев при наличии перекоса осей элементов.

странственного зацепления (рис.2) и их пространственного расположения относительно друг друга в зацеплении. Здесь траектория b_1, b_2, b_3 (рис.2) соответствует четверти IV (рис.3), траектория b_3, b_4, b_5 – четверти I, траектория b_5, b_6, b_7 – четверти II, траектория b_7, b_8, b_1 – четверти III. Причем углы эпюры не равны между собой $\beta_1 < \beta_2$ во взаимно противоположных зонах. Это ведет к возникновению большой неравномерности распределения нагрузки между зубьями во внутреннем пространственном зацеплении с максимальной нагрузкой зубьев $P_0 = P_{\max}$, возникающей у зубьев, расположенных на оси x_2 максимального их перекоса.

Кроме того, наличие угловых и тангенциальных смещений зубьев относительно друг друга во внутреннем пространственном зацеплении ведет к возникновению кромочных контактов зубьев. Здесь кромочный контакт зубьев возникает по боковой поверхности зубьев, по вершинам зубьев и комбинированный (угловой). Это в свою очередь вызывает пиковые контактные напряжения.

Поэтому неравномерность распределения нагрузки в зацеплении и кромочные контактные напряжения зубьев ведут к значительному снижению работоспособности внутренних пространственных зацеплений при наличии перекосов осей валов. При этом их использование ограничено сравнительно малыми углами перекосов осей валов втулки и обоймы приблизительно до $1,5^\circ$.

Можно заметить, что внутренние пространственные зацепления имеют большие потенциальные возможности, которые в настоящее время не в полной мере используются в направлении выравнивания нагрузки в зацеплении, исключения кромочных контактов зубьев и увеличения угла смещения осей втулки относительно обоймы. Поэтому в данной работе ставятся следующие актуальные задачи развития внутренних пространственных зацеплений:

- выравнивания нагрузки между зубьями в зацеплении и увеличения числа зубьев, передающих нагрузку;
- обеспечения линейного контакта зубьев;
- расширение возможностей зацепления за счет увеличения угла между осями валов втулки и обоймы до 15° с одновременным повышением величины передаваемых крутящих моментов.

В данной работе эти задачи предусмотрено решить за счет создания новой пространственной геометрии зубьев зубчатой втулки, взаимодействующей с зубьями обоймы в условиях перекосов осей валов. При этом получение сопряженных поверхностей зубьев предложено выполнить с учетом положений второго способа Оливье [2].

Вывод уравнения пространственной геометрии втулки произведем, рассматривая только относительные формообразующие движения зубьев

изделия и инструмента. Систему координат x_1, y_1, z_1 , связанную с инструментом 1 (рис.4), считаем неподвижной, а систему координат x_2, y_2, z_2 , связанную с зубчатой втулкой (изделием) 2, - подвижной в относительных формообразующих движениях. Относительно неподвижной системы будем задавать положения подвижной системы координат.

Для того чтобы при обработке относительные движения изделия и инструмента полностью совпадали с относительными движениями элементов внутреннего пространственного зацепления при эксплуатации, необходимо, чтобы выполнялась следующая зависимость:

$$i = \frac{d\psi_1}{d\psi_2} = \frac{\dot{\psi}_1}{\dot{\psi}_2} = 1, \quad (2)$$

где i - передаточное отношение внутреннего пространственного зацепления;

$d\psi_1$ и $d\psi_2$ - приращение углов поворота продольных осей инструмента и изделия;

$\dot{\psi}_1$ и $\dot{\psi}_2$ - угловая скорость вращения инструмента и изделия вокруг своих продольных осей.

Как известно из аналитической геометрии, от системы координат x_1, y_1, z_1 к системе координат x_2, y_2, z_2 , имеющих единое начало координат, можно перейти при помощи последовательного выполнения трех поворотов a, b, c (рис.4) вокруг себя осей координат путем задания трех углов Эйлера в трехмерном евклидовом векторном пространстве.

Сначала нужно повернуть систему x_1, y_1, z_1 вокруг оси Oz_1 на угол ψ_1 , получим систему координат x', y', z' - вокруг оси Oy' на угол α , получим систему x'', y'', z'' . Далее, поворачивая систему x'', y'', z'' - около оси Oz'' на угол ψ_2 , получим систему x_2, y_2, z_2 . Для выполнения требования (2) необходимо чтобы углы ψ_1 и ψ_2 были равны и отображались

$$\psi_1 = \psi_2 = \psi,$$

где ψ - угол поворота зацепления.

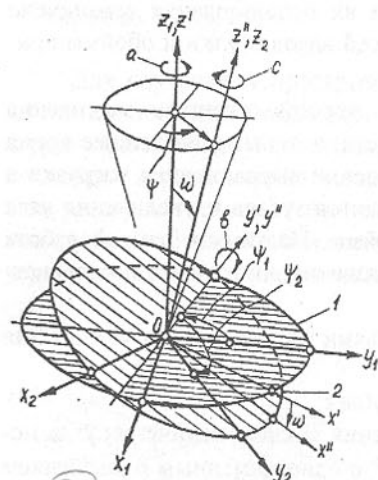


Рис. 4. Структура движений при преобразовании систем координат в относительных движениях огибающей и огибаемой поверхностей зубьев внутренних пространственных зацеплений при наличии перекоса осей

В координатной записи уравнение эвольвентного профиля инструмента имеют следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= r_b [\sin(\varphi - \varphi_c) - \varphi \cos(\varphi - \varphi_c)] \\ y_1 &= r_b [\cos(\varphi - \varphi_c) + \sin(\varphi - \varphi_c)] \\ z_1 &= r_b \operatorname{tg} v. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где r_b - радиус основного цилиндра инструмента;

φ - параметрический угол эвольвенты;

v - параметрический угол точки в продольном сечении.

Здесь

$$\varphi_c = \frac{\pi}{2z} + \operatorname{inv} \alpha_w,$$

где z - число зубьев инструмента;

$\operatorname{inv} \alpha_w$ - эвольвентный угол, соответствующий точке профиля на делительном цилиндре.

При исследовании получаемой поверхности зубьев изделия ограничимся обыкновенными точками, то есть такими, где можно провести всего одну касательную плоскость [2]. Вывод уравнений пространственной геометрии зубьев втулки произведем на основе кинематического метода исследования пространственных зацеплений, приведенного в работе [2].

Учитывая изложенные выше соображения, выражение (3) и основные положения кинематического метода [2], уравнения контактных линий в системе инструмента с эвольвентным профилем зубьев после соответствующих преобразований будут иметь следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= r_b [\sin(\varphi - \varphi_c) - \varphi \cos(\varphi - \varphi_c)] \\ y_1 &= r_b [\cos(\varphi - \varphi_c) + \varphi \sin(\varphi - \varphi_c)] \\ z_1 &= \frac{r_b \operatorname{tg} \omega / 2}{\sin(\psi + \varphi - \varphi_c)}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Рис. 4. Структура движений при преобразовании систем координат в относительных движениях огибающей и огибаемой поверхностей зубьев внутренних пространственных зацеплений при наличии перекоса осей

Уравнения системы (4) позволяют найти положения линий контакта зубьев на профиле зуба инструмента (обоймы) в зависимости от угла поворота зацепления ψ при вращении. На рис.5 изображены линии контакта 1 на бо-

ковой поверхности зуба 2 инструмента (обоймы) 3 при взаимодействии с зубом втулки при повороте пространственного зацепления. Линии контакта на зубе обоймы представляют собой плавные кривые с изменяющимися геометрическими параметрами по высоте и ширине зуба. При повороте внутреннего пространственного зацепления на угол ψ линия контакта 1 занимает положение $a-a$ (рис.5), при другом фиксированном положении зацепления $\psi + \Delta\psi$ линия контакта занимает положение $b-b$ и так далее до положения $n-n$. При нагружении внутреннего пространственного зацепления линии контакта превращаются в поверхность соприкосновения (под действием деформаций) с увеличенной площадью пятна контакта.

На рис.6 представлены проекции в плоскости y_1Oz_1 линий контакта зубьев втулки и обоймы при угле перекоса осей $\omega = 3^\circ$, модуле зубьев $m = 6$ мм, числа зубьев $z = 46$, диаметре делительной окружности $d_1 = 276$ мм и ширине зуба $B = 35$ мм.

Если уравнения 4 записать в системе x_2, y_2, z_2 , получим параметрические уравнения профиля как совокупности контактных линий в системе x_2, y_2, z_2 . После подстановки уравнений (4) в (1) и соответствующих преобразований, уравнения пространственной геометрии втулки внутреннего пространственного зацепления примут следующий вид [3]:

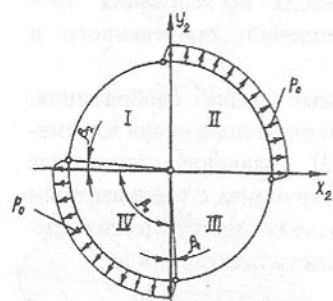


Рис.7. Эпюра распределения нагрузки во внутреннем пространственном зацеплении с новой геометрией зубьев при наличии перекоса осей элементов

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= x_1 + 2A_1 r_b \cos \psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ y_2 &= y_1 + 2A_1 r_b \sin \psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ z_2 &= A_2 - (x_1 \cos \psi + y_1 \sin \psi) \sin \omega. \end{aligned} \right\} (5)$$

Здесь:

$$A_1 = \cos(\psi + \varphi - \varphi_c) [\operatorname{ctg}(\psi + \varphi - \varphi_c) + \varphi],$$

$$A_2 = \frac{r_b \cos \omega \operatorname{tg} \frac{\omega}{2}}{\sin(\psi + \varphi - \varphi_c)}.$$

В выражении (5) значения x_1 и y_1 определяются из системы уравнений (3) и являются параметрами эвольвентного профиля.

Считая фиксированным значение угла ψ , нужно, задаваясь рядом значений угла φ из уравнения (5) определять координаты x_2, y_2, z_2 контактной линии зуба втулки. Далее, необходимо задаваться другим фиксированным значением ψ , опять задаваться рядом значений φ , определять координаты x_2, y_2, z_2 контактной линии зуба втулки

в другом положении относительно инструмента (обоймы) и так далее.

Можно заметить, что контакт зубьев втулки и обоймы внутреннего пространственного зацепления производится в двух противоположных зонах (рис.7), каждая из которых составляет угол β_0 — близкий к 90° . Если во внутреннем пространственном зацеплении осью максимального перекоса зубьев втулки является ось x_2 , то нагрузка равномерно распределяется по зубьям расположенным в четвертях II и IV. Это связано с особенностями пространственного относительного движения точек зубьев (рис.2) по траектории близкой к восьмерке накрученной на шар, а также подрезанием поверхностей зубьев в зонах II и IV. Поэтому контакт зубьев в зонах I и III отсутствует. При нагружении внутреннего пространственного зацепления, под действием деформаций зубьев, нагрузка может перераспределиться на

зубья находящиеся в зонах β_1 и β_2 четвертей I и III зацепления.

Для определения сечения поверхности зуба втулки, например, плоскостью $z_2=0$, необходимо подставить это значение в левую часть третьего уравнения системы (5) и найти связь параметров в виде зависимости $f_1(\varphi, \psi)=0$. Произведя соответствующие преобразования получим зависимость

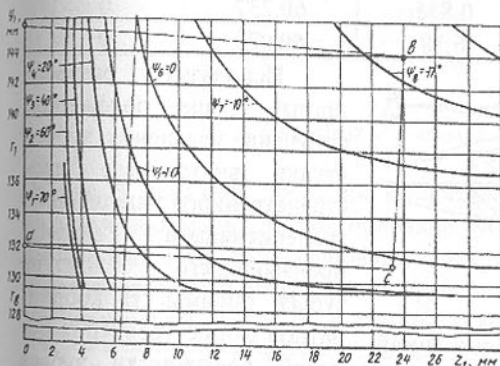


Рис.6. Проекция в плоскости y_1Oz_1 линий контакта зубьев втулки и обоймы с эвольвентным профилем

$$\psi = \frac{1}{2} \left\{ \arccos \left[\cos \left(\arcsin \frac{\varphi}{\sqrt{1+\varphi^2}} \right) - \frac{2 \operatorname{tg} \frac{\omega}{2} \operatorname{ctg} \omega}{\sqrt{1+\varphi^2}} \right] - 2(\varphi - \varphi_c) + \arcsin \frac{\varphi}{\sqrt{1+\varphi^2}} \right\} (6)$$

Рассматривая совместно уравнения (5) и зависимость (6) вычисляются координаты точек пространственной геометрии зуба в сечении плоскостью $z_2=0$. Результаты вычислений сведены в табл. 1 для зубчатой втулки со следующими характеристиками: $m = 5,5$ мм, $z = 22$, $\omega = 3^\circ$, $\varphi_c = 0$.

На рис.8 показано сечение зуба внутреннего пространственного зацепления плоскостью $y_2 = r$. Здесь связь параметров φ и ψ определяется на базе решения уравнения четвертой степени методом Декарта-Эйлера. На рис.8 показана также схема движений контактных линий по боковой по-

верхности зуба внутреннего пространственного зацепления. В данной схеме точки $b_1, b_2, b_3, b_4, b_5, b_6, b_7, b_8$ (рис.8) соответствуют положениям точек на пространственной траектории движения оси y_2 (рис.2). Точки b'_1 или b''_1 соответствуют левой или правой окрестности положения точки b_1 , а точки b'_5 или b''_5 - правой или левой окрестности положения точки b_5 .

Таблица 1. Связь параметров φ и ψ , значение координат при сечении зуба плоскостью $z_2 = 0$.

Параметры		Значение координат		
φ , град	ψ , град	x_2 , мм	y_2 , мм	z_2 , мм
0	44,98	0,039	56,773	0
5	42,47	0,051	57,103	0
10	39,93	0,139	57,743	0
20	34,60	0,835	60,237	0
40	22,44	6,18	69,079	0

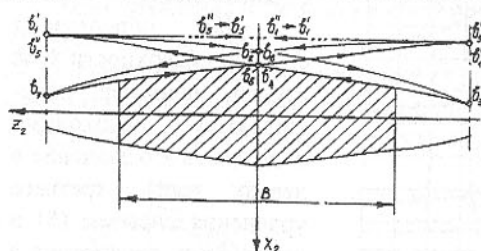


Рис.8. Схема движений контактных линий по боковой поверхности зуба внутреннего пространственного зацепления (сечение плоскостью $y_2=r$)

Используя разработанные выше положения, получены уравнения зубьев втулки внутреннего пространственного зацепления с трапециевидной формой производящего контура зубьев обоймы. В координатной форме уравнения боковой поверхности зубьев втулки имеют следующий вид [4]:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= x_1 \left[1 + A_3 \frac{\cos \psi}{\sin \alpha} \right] + A_4 \left(\frac{2}{\operatorname{tg} \psi + \operatorname{tg} \alpha} - \sin 2\psi \right); \\ y_2 &= y_1 \left[1 + A_3 \frac{\sin \psi}{\cos \alpha} \right] - \frac{A_4}{\operatorname{ctg} \alpha} \left(\frac{2}{\operatorname{ctg} \psi + \operatorname{ctg} \alpha} - \sin 2\psi \right); \\ z_2 &= (x_1 \sin \alpha + y_1 \cos \alpha) \frac{\operatorname{tg} \frac{\omega}{2} \cos \omega}{\sin(\psi + \alpha)} - (x_1 \cos \psi + y_1 \sin \psi) \sin \omega, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где x_2, y_2, z_2 — координаты точки на боковой поверхности зуба втулки;
 x_1, y_1 — координаты точки на боковой поверхности зуба обоймы;
 α — угол наклона производящего контура (прямой линии) зуба обоймы;
 ψ — фиксированное значение угла поворота внутреннего пространственного зацепления;

венного зацепления;

ω — угол перекоса продольных осей втулки относительно обоймы.

Здесь:

$$A_3 = 2 \sin^2 \frac{\omega}{2} \cdot \frac{\cos^2(\psi + \alpha)}{\sin(\psi + \alpha)};$$

$$A_4 = r \sin^2 \frac{\omega}{2} \cdot \frac{\sin(\frac{\pi}{2} \cdot z + \alpha)}{\sin \alpha},$$

где r — радиус делительной окружности зубьев;
 z — число зубьев.

Уравнения линий контакта на зубе обоймы для каждого значения угла поворота внутреннего пространственного зацепления имеют следующий вид [4]:

$$\left. \begin{aligned} x_1 \operatorname{ctg} \alpha - y_1 + \frac{r \sin(\frac{\pi}{2} z + \alpha)}{\sin \alpha} &= 0, \\ z_1 &= (x_1 \sin \alpha + y_1 \cos \alpha) \frac{\operatorname{tg} \frac{\omega}{2}}{\sin(\psi + \alpha)}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

На рис. 9 показаны проекции в плоскости $y_1 O z_1$ линий контакта зубьев втулки и обоймы на правой половине зуба обоймы при наличии перекоса продольных осей валов. Основные геометрические параметры внутреннего пространственного зацепления с трапециевидным профилем обоймы следующие: $r = 80$ мм, $z = 36$, $B = 40$ мм, $\alpha = 10^\circ$, $\omega = 6^\circ$, высота делительной

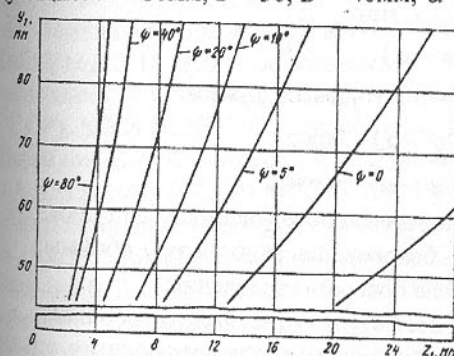


Рис.9. Проекция в плоскости $y_1 O z_1$ линий контакта зубьев втулки и обоймы с трапециевидным профилем

головки зуба $h_a = 5$ мм, высота делительной ножки зуба $h_f = 6$ мм. Здесь линейный контакт рабочих поверхностей зубьев обеспечивает снижение удельных контактных нагрузок зубьев и выравнивание нагрузки в зацеплении.

Для тяжело нагруженных высокоскоростных механизмов разработано специальное внутреннее пространственное зацепление с зубьями обоймы опи-

санными дугами окружности радиуса r_1 и пространственной геометрией зубьев втулки [5]. Координаты центра окружности боковой поверхности зубьев обоймы определяются на основе следующего выражения:

$$\left. \begin{aligned} x_0 &= r_1 \cos \gamma - R \sin \frac{\pi}{2z}; \\ y_0 &= R \cos \frac{\pi}{2z} - r_1 \sin \gamma, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где x_0, y_0 – координаты центра окружности боковой поверхности зубьев обоймы;

r_1 – радиус окружности боковой поверхности зубьев обоймы;

γ – угол контакта зубьев обоймы и зубьев втулки на делительной окружности;

R – радиус делительного цилиндра.

Боковые поверхности зубьев втулки внутреннего пространственного зацепления описываются выражениями [5]:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= r_1 \cos \alpha + x_0 - A_0 \cos \psi; \\ y_2 &= r_1 \sin \alpha + y_0 - A_0 \sin \psi; \\ z_2 &= B_0 \cos \omega - C_0 \sin \omega. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Здесь:

$$A_0 = [r_1 \sin 2(\psi - \alpha) + D_0 - E_0] \frac{\sin^2 \omega/2}{\sin(\psi - \alpha)};$$

$$B_0 = \frac{y_0 \cos \alpha - x_0 \sin \alpha}{\sin(\psi - \alpha)} \operatorname{tg} \omega/2;$$

$$C_0 = r_1 \cos(\psi - \alpha) + x_0 \cos \psi + y_0 \sin \psi;$$

$$D_0 = x_0 [\sin(2\psi - \alpha) - 3 \sin \alpha];$$

$$E_0 = y_0 [\cos(2\psi - \alpha) - 3 \cos \alpha],$$

где x_2, y_2, z_2 – координаты точки на боковой поверхности зуба втулки;

α – полярный угол окружности боковой поверхности зуба обоймы;

ψ – фиксированное значение угла поворота зацепления;

ω – угол перекоса продольных осей втулки относительно обоймы.

Линии контакта на зубе обоймы описываются следующими уравнениями:

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= r_1 \cos \alpha + x_0; \\ y_1 &= r_1 \sin \alpha + y_0; \\ z_1 &= \frac{y_0 \cos \alpha - x_0 \sin \alpha}{\sin(\psi - \alpha)} \operatorname{tg} \omega/2. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Разработанная новая пространственная геометрия зубьев втулки может быть изготовлена методом обкатки или копирования на зубообрабатывающих станках с применением специальных приспособлений, обеспечивающих идентичность относительных движений элементов зацепления при обработке с эксплуатационными. Для нарезания зубьев втулки и обоймы достаточно иметь специальный зубообрабатывающий инструмент. Для получения такой геометрии предложен ряд способов обработки [6-8] и устройств для их осуществления [9,10].

Таким образом, разработанные основы синтеза пространственных зацеплений обеспечивают возможность создания внутренних пространственных зацеплений с передаточным отношением равным единице с качественно новыми свойствами и возможностями, позволяющие при наличии перекосов осей валов элементов зацепления равномерно распределить и выравнять нагрузку в зацеплении и обеспечить линейный контакт зубьев. Это значительно повышает надежность и долговечность внутренних пространственных зацеплений при эксплуатации.

Список литературы: 1. Михайлов А.Н. Разработка методов повышения несущей и компенсирующей способности зубчатых муфт: Дис. ...канд. техн. наук.- Донецк: ДПИ, 1985.- 259 с. 2. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений.- М.: Наука, 1968.- 584 с. 3. А.с. 1425374 (СССР), МКИ F16D 3/18. Зубчатая муфта / А.Н. Михайлов.- Оpubл. в БИ №35,1988.- 5 с. 4. А.с. 1590735 (СССР), МКИ F16D 3/18. Зубчатая муфта / А.Н. Михайлов.- Оpubл. в БИ №33, 1990.- 5 с. 5. А.с. 1618910 (СССР), МКИ F16D 3/18. Зубчатое соединение / А.Н. Михайлов, Н.Э. Тернюк, В.А. Финиченко, Т.Е. Михайлова.- Оpubл. в БИ №1, 1991.-4с. 6. А.с. 1291312 (СССР), МКИ B23F 9/00. Способ обработки бочкообразных зубьев // А.Н. Михайлов, В.А. Финиченко, А.В. Лукичев и др.- Оpubл. в БИ №7, 1987.-3с. 7. А.с. 1511025 (СССР), МКИ B23F 19/00. Способ отделочной обработки зубчатых элементов муфты с пространственно-модифицированными зубьями // А.Н. Михайлов, Б.М. Махмутов, Г.А.Свечников.- Оpubл. в БИ №36, 1986.-6с. 8. А.с. 1613257 (СССР), МКИ B23F 19/00. Способ отделочной обработки зубчатых элементов муфты с пространственно-модифицированными зубьями // А.Н. Михайлов, В.А. Финиченко, Т.Е. Михайлова и др.- Оpubл. в БИ №46, 1990.-8с. 9. А.с. 1333486 (СССР), МКИ B23F 19/00. Способ обработки зубчатых колес с бочкообразным зубом и устройство для его осуществления // В.А. Финиченко, В.И.Ажажа, А.Н. Михайлов, и др.- Оpubл. в БИ №32, 1987.-4с. 10. А.с. 1495030 (СССР), МКИ B23F 19/00. Способ обработки зубчатых изделий с бочкообразным зубом и устройство для его осуществления // А.Н. Михайлов, Т.Е. Михайлова, В.А. Финиченко.- Оpubл. в БИ №27, 1989.-4с.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ КЕРАМИКИ

Молчанов А.Д. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The theoretical model of determination of roughness parameters of ceramics at diamond grinding is developed. The model allows to forecast surface roughness parameters of ceramics at diamond grinding and to make ceramic sliding friction units with required indices of surface roughness.

Эксплуатационные характеристики подшипниковых узлов трения скольжения, в том числе и минералокерамических, зависят от параметров шероховатости контактирующих поверхностей. Анализ результатов исследований по формированию поверхностного слоя для различных материалов при алмазном шлифовании [1 - 5 и др.] позволяет сделать вывод о том, что на образование микрорельефа оказывают влияние следующие факторы: геометрия зерна, характер распределения зерен по высоте, кинематика рабочего движения, жесткость системы СПИД, упругие и пластические деформации обрабатываемого материала в зоне контакта с инструментом. В зависимости от условий обработки и физико-механических свойств обрабатываемого материала степень влияния каждого из этих факторов на образование шероховатости будет различной.

С геометрической точки зрения шероховатость создается вследствие копирования на обрабатываемой поверхности траектории движения алмазных зерен, которые оставляют в обрабатываемом материале следы – срезы, соответствующие, в той или иной степени, их разновысотности, размерам и форме [3]. Пластические деформации при обработке металлов и упругие деформации при обработке хрупких материалов, происходящие в процессе резания, будут вносить свои коррективы при формировании микрорельефа. Исходя из этих соображений, можно констатировать тот факт, что единственный поперечный срез, полученный в результате силового взаимодействия алмазного зерна и поверхностного слоя керамики, будет отличаться от идеальной формы, которая имела бы место при полном геометрическом контакте. В то же время известно, что степень влияния пластических деформаций и хрупкого разрушения на форму единичного среза не поддается точному аналитическому прогнозированию и может быть найдена только на основе эксперимента [6].

Шероховатость шлифованной поверхности зависит от статистических характеристик рельефа рабочей поверхности круга, кинематики и динамики процесса шлифования и физико-механических свойств обрабаты-

ваемого материала [5]. Обработанная поверхность детали является результатом отображения некоторого условного профиля круга, являющегося огибающей всех наложенных элементарных режущих кромок [8]. Высота условного профиля зависит от характеристик круга, состояния рабочей поверхности, кинематики, режимов шлифования и составляет несколько десятков микрон [5].

Таким образом, на основании изложенного при рассмотрении модели процесса образования шероховатого слоя при алмазной обработке керамики примем следующие допущения:

- поперечное сечение шлифованной поверхности керамического образца является совокупностью срезов, оставленных зернами эффективного профиля круга с учетом особенностей хрупкого разрушения керамики;
- при глубине шлифования большей значения параметра шероховатости $R_{\max}$ шероховатость поверхности формируется за один проход, в противном случае шероховатость поверхности формируется за несколько проходов;
- выступы микронеровностей расположены в интервале в котором происходит перекрытие поперечных сечений срезов;
- форма алмазного круга - идеальный цилиндр;
- процесс шлифования протекает без вибраций.

Известно [9], что профиль зерна можно представить как симметричное тело вращения состоящее из трапециидального и сегментообразного участков. Граница перехода между ними определяется толщиной среза a_z

$$a_z = \rho \cdot \left(1 - \sin \frac{\varepsilon}{2} \right),$$

где ρ - радиус округления вершины;

ε - угол заострения вершины зерна.

Для определения средневероятностного значения реального угла заострения воспользуемся зависимостью [10]:

$$\varepsilon = 2 \cdot \arccotg \sqrt{\frac{1 + \operatorname{tg}^2 \frac{\varepsilon'}{2}}{\operatorname{tg}^2 \frac{\varepsilon'}{2} \cdot \cos^2 \beta_{cp}}} - 1,$$

где β_{cp} – средний угол наклона вершины зерна к плоскости проекции.

$$\beta_{cp} = \frac{1}{2} \cdot \arccos \left(1 - \frac{2 \cdot h}{D} \right),$$

где h – величина выступания вершины зерна, мкм;

D – средний размер зерна, мкм.

По корреляционным зависимостям для зерен марки АС6 [11]:

$$\varepsilon' = 86 + 0,28 \cdot B - 0,26 \cdot B^2 \cdot 10^{-4} - 0,125 \cdot B^3 \cdot 10^{-5}, \text{град.},$$

$$\rho = 3,15 \cdot \varepsilon'^4 \cdot 10^{-8} + 1,29 \cdot \varepsilon'^5 \cdot 10^{-10}, \text{мкм},$$

где B – ширина зерна.

Ширина идеального среза [3]:

- при глубине меньшей a_z :

$$b = 2 \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot t - t^2}; \quad (1)$$

- при глубине большей a_z :

$$b = 2 \cdot \left(\sqrt{2 \cdot \rho \cdot a_z - a_z^2} + t - a_z \right) \cdot \operatorname{tg} \frac{\varepsilon}{2}, \quad (2)$$

где t – глубина резания, мм.

Однако, поперечный срез, оставленный алмазным зерном в керамике, отличается от идеального (рис.1). В результате проведенных автором исследований по образованию формы поперечного сечения среза при шлифовании керамики его ширину b_k' можно описать уравнением:

$$b_k' = a \cdot \omega^c, \quad (3)$$

где a и c – коэффициенты уравнения регрессии;

ω – удельная производительность.

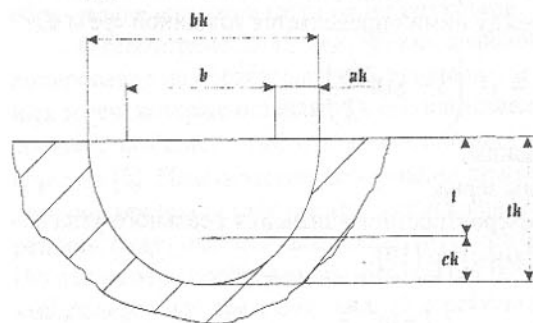


Рис.1. Поперечный срез, оставленный алмазным зерном в керамической заготовке

Необходимо отметить, что использование уравнения (1, 2) и уравнения (3) для определения ширины поперечного сечения среза зависит от удельной производительности и учитывается с помощью функции вероятности хрупкого разрушения. Тогда ширина среза, оставленного алмазным зерном в керамике:

$$b_k = b + 2 \cdot a_k \cdot F(b_k) = b + (b_k' - b) \cdot F(b_k). \quad (4)$$

где $F(b_k)$ – вероятность появления очага разрушения на этой глубине.

Для алмазных кругов, на основании литературных данных [1, 2], номинальное количество зерен n , располагающихся на 1 мм^2 рабочей поверхности круга равно:

$$n = \frac{K}{65 \cdot X_n^2},$$

где K – концентрация алмазов в круге, %;

X_n – номинальный паспортный размер алмазного зерна, мкм.

В связи с неизбежной потерей зерен из-за шлифования и правки фактическое количество зерен на поверхности круга [1]:

$$n' = n(1 - \varepsilon_k),$$

где $\varepsilon_k = 0,2 - 0,9$ – относительная критическая глубина заделки зерен: меньшие значения – соответствуют меньшим зернистостям и на металлической связке кругов, большие значения – крупным зернам и на бакелитовой связке кругов.

Площадь круга S , на которой располагаются зерна, оставившие свой след, при плоском врезном шлифовании (рис.2), в рассматриваемом сечении, равна:

$$S = l_0 \cdot L,$$

где l_0 – базовая длина поверхности, на которой производится измерение параметров шероховатости;

L – длина рабочей поверхности круга, формирующая параметр шероховатости, при прохождении исследуемого сечения через зону контакта детали с кругом.

$$L = 2 \cdot \pi \cdot R \cdot n_k,$$

где n_k – количество оборотов круга, которые он совершит от начала входа режущих кромок в рассматриваемое сечение до его выхода;

R – радиус круга, мм.

Для схемы плоского шлифования количество оборотов круга n_k :

$$n_k = \frac{1}{\pi \cdot R} \cdot \frac{60 \cdot V_k}{V_c} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2},$$



Врезание круга в рассматриваемое сечение
Выход круга из рассматриваемого сечения

где V_k – скорость круга, м/с;

V_c – скорость детали, м/мин;

$R_{\max}$ – ориентировочное значение наибольшей высоты профиля шероховатости.

$$L = \frac{120 \cdot V_k}{V_c} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2};$$

Рис. 2. Расчетная схема плоского шлифования периферией круга

$$S = \frac{120 \cdot V_k \cdot l_6}{V_c} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2}.$$

Количество зерен на режущей поверхности:

$$N = n' \cdot S = \frac{K}{65 \cdot X_n^2} \cdot (1 - \varepsilon_k) \cdot \frac{120 \cdot V_k \cdot l_6}{V_c} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\max} \cdot R - R_{\max}^2}.$$

С учетом того, что режущие зерна расположены на различной высоте, количество действительных зерен участвующих в резании определится как:

$$N' = N \cdot F_k(t),$$

где $F_k(t)$ – вероятность появления зерен на глубине t .

Для определения суммарной ширины среза рассмотрим эффективный профиль круга [3, 5] и представим его в виде графической модели (рис.3). Разделим эффективный профиль по высоте на i интервалов. Определим величину интервала – пусть в 1-й интервал попадает одно, наиболее выступающее зерно. Ширина среза в этом интервале определяется по формуле 4 и равна:

$$b_{k1} = b_1(t_1) + (b'_{k1}(t_1) - b_1(t_1)) \cdot F(b_k).$$

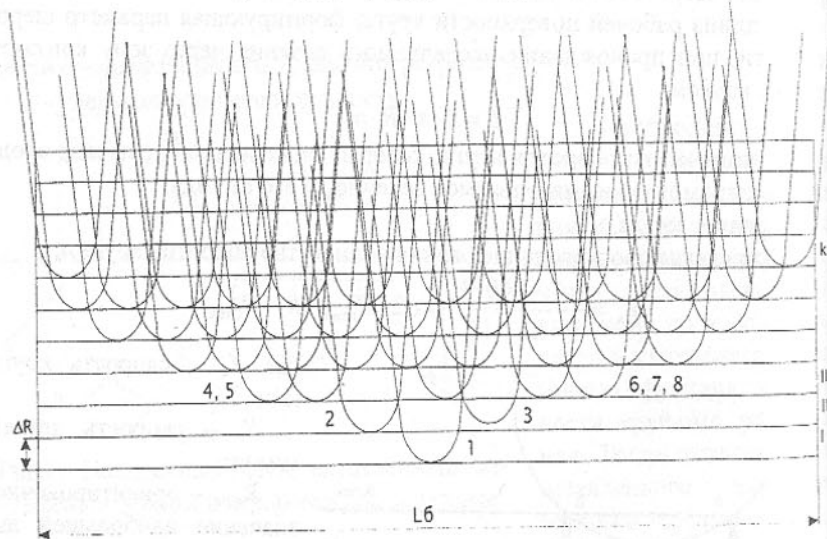


Рис.3 Схема перекрытия алмазных зерен круга

Во второй интервал, кроме зерна 1, попадают следующие зерна (на рисунке 2 – зерна 2 и 3). Ширина среза во втором интервале:

$$b_{kII} = b_1(t_2) + (b'_{k1}(t_2) - b_1(t_2)) \cdot F(b_k) + \left(\sum_{j=1}^n b_{kj}(t_2) \right) \cdot p(b),$$

где n – количество зерен, которые появились во втором интервале;
 $p(b)$ – вероятность не перекрытия – вероятность того, что появившиеся зерна не будут перекрываться зернами, появившимися на предшествующем интервале;

$\sum b_{kj}(t_2)$ – суммарная ширина среза зернами, появившимися во втором интервале.

Вероятность перекрытия:

$$p'(b) = \frac{b_1(t_2) + (b_{k1}(t_2) - b_1(t_2)) \cdot F(b_k)}{l_6}.$$

Тогда вероятность не перекрытия:

$$p(b) = 1 - p'(b).$$

Ширина среза в i -том интервале:

$$b_{ki} = b_{k1}(t_i) + p_1(b) \cdot \sum_{j=1}^{n2} b_{k2j}(t_i) + p_2(b) \cdot \sum_{j=1}^{n3} b_{k3j}(t_i) + \dots + p_{i-1}(b) \cdot \sum_{j=1}^{ni} b_{kij}(t_i),$$

где i – количество интервалов;

$p_{i-1}(b)$ – вероятность не перекрытия следа от обработки зернами, расположенными в интервалах от 1 до $i-1$;

$\sum b_{kij}(t_i)$ – суммарный срез зерен в количестве j , в i -том интервале на глубине t_i .

Конечный интервал расчетов определяется из соотношения:

$$b_{ki} \geq l_6.$$

Наибольшую высоту профиля $R_{\max}$ определим как:

$$R_{\max} = t - t_i,$$

где t – глубина шлифования, с учетом хрупкого разрушения керамики;

t_i – глубина конечного интервала, при котором происходит полное перекрытие поперечных срезов.

Параметр шероховатости Rz – высота неровности по десяти точкам:

$$Rz = \frac{\sum_{n=1}^5 H_n^{\max} - \sum_{m=1}^5 H_m^{\min}}{5},$$

где $\sum H_n^{\max}$ – сумма высот 5-ти максимальных вершин шероховатого слоя;

$\sum H_m^{\min}$ – сумма высот 5-ти минимальных впадин.

Так как параметры шероховатости определяем с допущением того, что все вершины находятся в конечном i -том слое, то:

$$\sum_{n=1}^5 H_n^{\max} = 5 \cdot (t_k - t_i),$$

где t_k – глубина шлифования с учетом хрупкого разрушения.

$$t_k = t + ck \cdot F(b_k) = t + \left(\frac{a}{2} \cdot \omega^c - t \right) \cdot F(b_k),$$

где ck – увеличение глубины поперечного сечения среза в сравнении с идеальным срезом (см. рис.1).

Наибольшая высота профиля:

$$R_{\max} = t_k - t_i.$$

Размеры впадин определим как:

$$H_m^{\min} = \Delta t_m + \left(\frac{a}{2} \cdot \omega(t_m)^c - t_m \right) \cdot F(b_k),$$

где Δt_m – разновысотность зерна m и наиболее выступающего.

Разновысотность зерен определим из функции распределения вероятностей. Для распределения Вейбулла – Гнеденко соответствующая функция выразится следующим образом

$$F(\Delta t) = 1 - e^{-\frac{\Delta t^\gamma}{\beta}}. \quad (2)$$

Вероятность появления зерна m определим:

$$F(\Delta t_m) = \frac{m}{N}.$$

Разновысотность зерна m из формулы 2 будет равна

$$\Delta t_m = \left(\frac{-\beta \cdot \log(1 - F(\Delta t_m))}{0,4343} \right)^{\frac{1}{\gamma}}.$$

Окончательно параметр Rz :

$$Rz = (t_k - t_i) - \frac{\sum_{m=1}^5 \left(\Delta t_m + \left(\frac{a}{2} \cdot \omega(\Delta t_m)^c - t_m \right) \cdot F(b_k) \right)}{5}.$$

Для определения параметра Ra можно воспользоваться известной формулой [4], характерной для процесса шлифования:

$$Ra = \frac{Rz}{5}.$$

Сравнение экспериментальных данных со значениями полученными в результате теоретического расчета (рис. 4) показало следующее. Из 24 сравниваемых точек всего лишь 3 теоретических значения не попали в доверительный интервал экспериментальных данных. Относительная погрешность, для максимального отклонения составила 11%. Данная погрешность проявляется при обработке керамики на глубине 50 мкм. В реальных условиях чистовая обработка минералокерамики ведется на глубинах не превышающих 20 мкм, следовательно, данное расхождение не су-

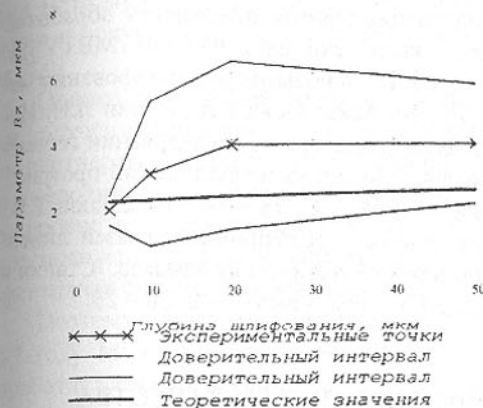


Рис.4 Влияние глубины шлифования на параметр шероховатости Rz при плоском алмазном шлифовании керамики периферией круга. Круг 1A1 200×20×32 AC6 125/100 – 4 – M1, скорость детали 2 м/мин.

Таким образом, раз- работана математическая модель определения параметров шероховатости керамики при алмазном шлифовании и выведено уравнение для определения высоты неровностей по десяти точкам Rz и наибольшей высоты профиля $R_{\max}$ при шлифовании керамики. Это позволяет прогнозировать параметры шероховатости поверхности керамики при алмазном шлифовании и изготавливать минералокерамические узлы трения скольжения с требуемыми показателями высоты микронеровностей.

Список литературы: 1. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник /Под ред. А.Н. Резникова. – М.:Маш., 1977. – 391с.; 2. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. – Киев: Наукова думка, 1978. – 207с.; 3. Матюха П.Г. Теоретические и экспериментальные исследования кинематики процесса и рельефа круга при алмазном- искровом шлифовании: автореф. ... канд. техн. наук: 05.03.01 /МВТУ им. Баумана – М., 1980. – 16с.; 4. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. – М.: Машиностроение, 1987. – 208с.; 5. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. – Л.: Маш., 1979. – 248с.; 6. Кулагин С.П., Леонов С.Л., Новоселов Ю.К., Тартаркин Е.Ю. Технологическое обеспечение качества изготовления деталей с износостойким покрытием. – Новосибирск: издательство Новосибирского университета, 1993. – 205с.; 7. Хусу А.П., Витенберг Ю.Р., Пальмов В.А. Шероховатость поверхностей. – М., 1975. – 343с.; 8. Гусев В.В. Обос-

нование и разработка способа повышения производительности обработки специзделий из ситаллов: автореф. ... канд. техн. наук: 05.03.01 /МВТУ им. Баумана – М., 1986. – 20с.; 9. Маслов Е.Н. Основы теории шлифования металлов. – М.: Машгиз, 1951. – 177с.; 10. Аскалонова Т.А., Лукин Л.Н. Использование моделей как эвристического критерия в исследовании геометрических параметров алмазных зерен. /Молодежь и технический прогресс. Материалы конференции. – Барнаул, 1969. – С. 78 – 84.; 11. Ершов Т.В., Лукин Л.Н., Гончаров В.Д. Исследование корреляционных связей линейных и геометрических параметров зерен синтетических алмазов. /Станки и режущие инструменты. – Харьков: ХГУ, 1968. – вып.7. – С. 20 – 23.

ПРОБЛЕМЫ СЕРТИФИКАЦИИ СИСТЕМ КАЧЕСТВА В МИРЕ И В УКРАИНЕ

Момот А.И. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The article is dedicated to problems of mining, intrusion and certification of systems of quality on the Ukrainian firms. The reasons are esteemed, which one constrain their distribution (propagation). The experience of certification of developed countries is analyzed.

В условиях возникновения рыночных отношений в Украине сертификация становится практически единственным средством защиты потребителя от недобросовестности производителей. Она способствует предотвращению появления на рынке экологически небезопасной и недоброкачественной продукции, компенсируя этим ослабление государственного контроля за качеством и безопасностью продукции.

За последние десять лет в Украине проходил медленный, но весьма значительный спад производства. Он вызвал отрицательные структурные изменения в экономической и производственной сферах и соответствующие изменения в структуре потребления. Объемы внутреннего и внешнего рынка сократились в несколько раз.

За этот же период по статистическим данным, возросло число умерших от травм и отравлений вследствие использования опасных товаров. В перечне основных причин смертности, травматическая и токсическая опасность сегодня занимает второе место, обогнав онкологические заболевания. Травмы и отравления стали следствием использования населением недоброкачественных суррогатов алкогольных напитков, недоброкачественных пищевых продуктов, небезопасных детских игрушек и других товаров потребительского назначения. В этих условиях, наряду с традицион-

ными методами и средствами обеспечения качества и безопасности продукции и услуг, все более широкое распространение получает сертификация [7,9].

Однако, в последнее время для потребителя становится недостаточным получение сертификата соответствия на отдельное изделие. Постоянным партнерам, в целях большей уверенности в качестве, важно знать, что у производителя весь технологический процесс поддерживается на высоком уровне и создаются предпосылки до минимума уменьшить вероятность появления дефектов. Иначе говоря, гарантией качества может стать эффективная система управления качеством.

Поэтому и появилась потребность в унификации систем качества. В 1987 году Международной организацией по стандартизации (ISO) была разработана серия стандартов на систему качества ISO 9000. В их основу был положен стандарт BSI 5750 Британской организации по стандартизации, который в свою очередь брал свое начало от американских стандартов качества на готовую продукцию (MIL-Q9858), принятых в конце 50-х годов министерством обороны США [6]

В настоящее время системы качества получают все большее распространение. Наличие сертифицированных систем качества зарегистрировано на фирмах 90 стран. В мире уже насчитывается около 300000 организаций, которым выданы сертификаты на соответствие MC ISO 9000. Только за период с 1995 года по 1999 год их количество возросло почти в три раза. Они находят применение в самых разных отраслях промышленности и в сфере услуг, становясь основой для достижения высокого стандарта качества продукции.

Особенно широко сертифицируются системы качества в машиностроительной отрасли. Так, например, по данным только TUV CERT (Германия) общее число выданных сертификатов (по состоянию на 31.04.1999г.) по отраслям составило 19719, в том числе: производство и обработка металлопродукции – 3902; машиностроение – 3009; производство офисной и обрабатывающей информации техники, устройств; электроника, точная механика, оптика – 2703; производство изделий из резины и пластмассы – 1517; предоставление услуг для предприятий – 1257. Количество сертифицированных предприятий в остальных отраслях и сферах деятельности не превышало 900.

Популярность распространения сертификации объясняется, прежде всего, предоставлением предприятию конкурентных преимуществ, основные из которых следующие:

1) возможность успешного участия в международных тендерах на поставку продукции или оказание услуг. Без сертификата на систему качества невозможно продать свои товары на экспорт по мировым ценам;

2) международный стандарт ISO 9000 охватывает все виды и модели продукции предприятия и стоит дешевле, чем сертификация отдельных видов продукции;

3) благодаря сертификации повышается рентабельность предприятия за счет роста конкурентоспособности и возможности повышения цены на продукцию гарантированного качества;

4) использование систем управления качеством позволяет уменьшить затраты на изготовление конкурентоспособных изделий и оптимизировать издержки;

5) наличие сертификата – одно из требований директив Европейского сообщества;

6) сертификация по ISO 9000 признается в 130 странах мира, в том числе с 1997г. в Украине, и является реальной гарантией качества, подтверждаемой заводом-изготовителем, сертификационной организацией и самой организацией ISO [8].

Многие промышленные предприятия, уже имеющие большой опыт работы с системами качества, выявили пользу, которую могут принести эти системы по сравнению с прежними, направленными только на выявление дефектов. Однако, это становится возможным только тогда, когда решение об их внедрении подкрепляется технико-экономическим обоснованием, а само внедрение происходит поэтапно в строго определенной последовательности.

Специалистами кафедры науки Берлинского Технического университета по инициативе TUV CERT в 1993 году были опрошены представители 325 из 800 компаний, прошедших сертификацию на соответствие MC ISO 9000. Из них на вопрос: "Были ли сокращены запланированные сроки освоения, после которых система качества стала приносить экономический эффект" положительно ответили 17% (хотя 67% не смогли количественно подтвердить свои результаты). Такой результат, когда улучшение качества в большинстве случаев не измеряется, свидетельствует о недопонимании назначения систем качества и их экономического потенциала. А такой потенциал связан именно с возможностью количественной оценки состояния обеспечения качества в компании на основе измерений, так как управлять можно только тем, что можно измерить [11].

Поэтому напрашивается вывод о том, что система качества должна внедряться, прежде всего для того, чтобы давать четкое и полное представление о состоянии обеспечения качества и достижении глобальных целей, связанных с потенциальными возможностями, а не для получения сиюминутной выгоды.

Для многих стали очевидными следующие положительные стороны сертификации на соответствие MC ISO 9000:

1. В условиях глобализации экономики независимо от страны-поставщика с помощью сертификации потребители получили систему, позволяющую им оценить уровень качества приобретенной продукции.
2. Появилась возможность наглядно и эффективно демонстрировать возможности компании по выпуску качественной продукции.
3. Был создан механизм, позволяющий компаниям всего мира "подтянуться к лучшим предприятиям" – оцененным сертификатом соответствия ISO 9000 на "отлично". Тем самым поднялся средний уровень управления качеством и само качество продукции.
4. Стал более совершенным сам механизм управления качеством, его документированное оформление [5]. Преимущества сертификации СК оказались настолько очевидны, что правительства отдельных стран сделали ее обязательным условием для отдельных наиболее важных ведомств.

Так, например, в странах НАТО (Великобритании, Германии и др.) наличие сертификата на СК стало обязательным для компаний, поставляющих продукцию Министерству Обороны. Подобное решение приняло и правительство России.

Особенно активизируется в этом отношении потребители, которые начали ужесточать свои требования к поставщикам. (Например, такие американские фирмы, как "Дженерал Моторс", "Форд", "Крайслер" требовали в обязательном порядке у 13000 своих поставщиков (сырья, материалов и т.д.) наличия у них сертификатов MC ISO 9000. Такие же требования в Европе к своим партнерам предъявила и известная фирма "Опель").

Данные, подтверждающие повышение эффективности деятельности предприятий после внедрения и сертификации СК были получены и одной из английских фирм (Lloyds Register Quality Assurance) [4]. В результате обследования машиностроительных предприятий Великобритании, получивших сертификат на соответствие MC ISO 9000, было установлено, что их рентабельность по сравнению с фирмами, не имеющими системы качества, значительно увеличилась. Кроме того, у этих компаний наблюдалось значительное опережение и по основным показателям (по сравнению со средними по отрасли)

- Проведенный анализ результатов их деятельности показал, что:
- они имели прирост прибыли более чем в 2 раза выше средних показателей в отрасли (малых компаниях – почти в 3 раза);
 - рентабельность капиталовложений была в 2 раза выше средней по отрасли;
 - большие компании почти в 2 раза превысили средний показатель отрасли по объему продаж на одного работающего;

- они значительно опередили своих конкурентов по размеру прибыли на одного работающего (причем малые и средние фирмы – более, чем в 2 раза);

- они значительно превысили средние показатели в отрасли по капиталовложениям на одного работающего;

- объем инвестиций превысил средние по отрасли, почти в 1,7 раза.

Конечно, трудно доказать, что результаты были достигнуты именно благодаря сертификации на соответствие МС ISO 9000. Но несомненным фактом является то, что предприятия, внедрившие системы качества, были более устойчивыми и стабильными и в финансовом отношении.

Несмотря на то, что сертификация систем качества предприятий на соответствие МС ISO 9000 широко используется в большинстве стран мира, существует ряд мнений, которые ставят под сомнение ту их пользу, которая уже получила признание.

В число скептиков систем качества ISO9000 вошел и известный американский специалист по качеству, - Дж.Джуран, соратник Э.Деминга, ставший "отцом" концепции непрерывного процесса улучшения всеобщего менеджмента качества (TQM).

В интервью журналу Европейское качество он указывал, что "соблюдение требований стандартов ISO 9000 или сертификация на соответствие им не гарантирует компании занятие лидирующих позиций в области качества. Доказательств противного не существует... У меня нашлось немало сомнений относительно стандартов ISO9000 и мне кажется, что существует значительный риск того, что не взирая на все вложенные в эти стандарты усилия и на всю их пропаганду со стороны органов по стандартизации и обществ по качеству, заработавших большие деньги за участие в этой работе, вся затея потерпит большую неудачу. Компании обнаружат, что нет никаких оснований тратить деньги на поддержание сертификатов соответствия этим стандартам, которые не обеспечивают им лидерства в области качества" [2].

По мнению немецких специалистов даже тот факт, что компания внедряет у себя систему качества по требованию заказчика или в соответствии с одной из директив Европейского Союза (ЕС) не всегда означает, что она убеждена в полезности и рентабельности системы [11].

Однако, неоспоримым является то, что функционирование систем качества, соответствующих МС ISO 9000, обеспечивает:

- 1) наглядность управленческих процессов;
- 2) снижение затрат и сокращение сроков освоения системы качества путем улучшений, связанных с четкой организацией структуры и процессов;
- 3) улучшение воспроизводимого качества услуг;

4) устранение работ вхолостую;

5) достижение удовлетворенности заказчиков;

6) мотивацию персонала;

7) предупреждение претензий, связанных с ответственностью за продукцию, посредством документированной организационной структуры, процессов и собственных записей по качеству;

8) повышение гибкости перестройки процессов при изменяющихся требованиях и ожиданиях заказчика;

9) создание информационной базы для рентабельного интегрированного менеджмента качества.

Практика использования ISO 9000 становится особенно актуальной для украинских предприятий сегодня, в условиях попыток интеграции государства в мировой рынок. На западе давно уже стало практически обязательным наличие для преуспевающих фирм сертификатов на соответствие МС ISO 9000.

В нашей стране количество таких предприятий не превышает 100, в России – около 300. Поэтому, ориентир на ISO 9000 является для них просто "входным билетом", то есть минимальным уровнем требований для вхождения в международный рынок. И совсем не обязательно быть "лидером" в своей отрасли, чтобы получить сертификат. Так как он является просто признанием добросовестной качественной работы предприятия, но не лидерства.

В Украине работы по распространению этих стандартов проходят очень вяло. Большинство предприятий с этой проблемой практически не знакомы и не занимались внедрением ISO 9000. На это указывает и анализ, проведенный специалистами известной немецкой сертификационной организации "TUV CERT". Количество предприятий, в которых проводилась сертификация "TUV CERT" за период с 1990 по 1999 гг. распределилась по европейским странам таким образом [11]: Венгрия – 982; Германия – 10680; Люксембург – 26; Польша – 348; Россия – 78; Румыния – 84; Украина – 24.

Еще несколько десятков предприятий совершенствуют свои Системы управления качеством на базе ISO 9000 при научно-методической помощи специализированных отечественных и других зарубежных фирм, таких как УкрСЕПРО, бюро Veritas, NTO и др.

Часть украинских предприятий пытаются самостоятельно, без помощи специалистов усовершенствовать, свои старые, давно разработанные КС УКП. Эффективность от таких действий оказывается незначительной, так как методические документы по внедрению КС УКП в самой основе имеют принципиальные недостатки [4].

Какие причины сдерживают распространение общепризнанных во

всем мире сертификатов на соответствие MC ISO 9000 среди украинских предприятий?

На наш взгляд, основные из них следующие:

1) общая стагнация во всех отраслях производства и отсутствие платежеспособного спроса на продукцию вообще;

2) отсутствие денег на разработку систем качества и проведение сертификации у предприятий;

3) недостаточная пропаганда преимуществ MC ISO 9000;

4) незначительная часть предприятий, выпускающих продукцию на экспорт, где требуют сертификат ISO 9000;

5) кроме того, играет роль и факт государственного невмешательства во взаимоотношения по поводу качества. (Так, например, в России Министерство Обороны издало указания для предприятий, выпускающих военную продукцию, работать только с теми поставщиками, у которых внедрены системы качества ISO 9000);

6) реальная неподготовленность большинства количества работающих к методам управления качеством. (Вспомним, что в Японии, в результате повсеместного обучения, статистические методы управления качеством знал практически каждый школьник. К. Исикава до предела упростил эти методы, что позволило сделать их доступными большинству населения) [1,3].

Руководители всех украинских предприятий, которые внедрились, внедряют или намерены внедрить MC ISO 9000 по требованию заказчика или по какой-либо другой причине должны понимать, что они делают лишь первый шаг в направлении создания системы качества. Но и на этом этапе она может приносить прибыль, способствуя достижению определенных целей [10].

Условия, в которых работают украинские предприятия (как и других государств СНГ), значительно отличаются от тех, в которых находятся фирмы развитых стран. Они ближе подходят к ситуации, складывающейся в России. Анализируя опыт российских компаний, специалисты по качеству делают вывод о том, что создание в них систем качества, соответствующих указанным стандартам, и тем более сертификация систем качества на соответствие ISO 9000, должны увязываться в некоторую общую методологию. Она должна предусматривать реальную оценку стартовых условий, определенные этапы и последовательность работ по качеству по пути перестройки всей корпоративной культуры на принципах всеобщего менеджмента качества (TQM) [5].

Подобная методология должна быть разработана и для украинских предприятий. Тем более, что Украина в силу своей исторической близости к России испытывает подобные проблемы.

Можно выделить основные из них:

1) недостаточная эффективность организационной структуры, общей нормативной культуры, стилей и методов менеджмента;

2) недостаточно высокий уровень профессионализма менеджмента на предприятиях Украины. И отсюда, недостаточное понимание руководством предприятий всей важности проблем качества.

Надо сказать, что подобные причины, имеющие место в послевоенной Японии, и побудили Э. Деминга разработать новый подход к управлению предприятиями [3].

Поэтому сегодня для Украины более важным фактором может стать не стремление к получению сертификата, а разработка и внедрение современных систем качества для детального выявления дефектов и повышения конкурентоспособности продукции.

Отсюда можно сделать вывод о том, что в Украине для повсеместного внедрения MC ISO9000 может оказаться недостаточным только проведения экономических реформ, подъема производства и наличия свободных денежных средств у предприятий. Хотя это и является основными причинами, на сегодняшний день важно, на наш взгляд, начать с того, с чего начинала пятьдесят лет назад Япония - нового подхода к менеджменту.

Пример Японии убедительно показал, что эффективное управление качеством и является одним из основных факторов, позволяющих выстоять в период спада производства и в дальнейшем перейти к экономическому подъему

На наш взгляд, на этом этапе будет важно решить такие задачи:

1) начать повсеместное обучение населения основам менеджмента вообще, и менеджмента качества, в частности;

2) провозгласить в качестве государственной общенациональной программы повышение качества продукции, для усиления ее конкурентоспособности и выхода на международный рынок;

3) начать активную пропаганду нового подхода к качеству. Принять как руководство к действию в условиях рыночных отношений лозунг - без качества нет успехов в работе;

4) разработать меры экономического стимулирования фирм, разрабатывающих и внедряющих систему качества (например, снижать налоги на сумму затрат по созданию системы качества;

5) вернуться к созданию на предприятиях групп (кружков) качества, как способов стимулирования и использования коллективной инициативы;

6) разработать национальную идею, основанную на приоритете качества, которая объединила бы людей, заставила их поверить в то, что повышение качества может стать тем звеном, потянув за которое можно вытянуть страну из кризиса и начать постепенное восхождение к благополучию

и процветанию Украины.

Список литературы: 1. Биндел Т. Каору Исикава. Стандарты и качество. 1999. № 11. С. 90. 2. Джуран: два века качества (интервью с д-ром Дж. Джураном): Пер. с англ.// Европейское качество. 1999. – Т. 6. №2. С. 5-7. 3. Исикава К. Японские методы по управлению качеством. – М.: Экономика, 1988. 180с. 4. Калита П.Я. Системы качества и международные стандарты ISO серии 9000. Часть 1. Общий обзор. – К: Украинская Ассоциация качества, Межотраслевой центр качества “ПРИРОСТ”, 1996.- 91с. 5. Лапидус В. Доктор Дж. Джуран критикует стандарты ISO серии 9000// Стандарты и качество, 1999. № 11. С. 71. 6. Методические документы ИСО/МЭК по сертификации продукции, оценке систем обеспечения качества продукции и аккредитации испытательных лабораторий. – М.: Изд-во стандартов, 1988. 220с. 7. Мигачев Б.С. Сертификация продукции: Учебное пособие. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1998.- 120 с. 8. Момот А.И., Поляков М.Я. Стратегия развития – качество. /Материалы региональной научно-практической конференции «Стратегия управления социально-экономическим развитием региона на период до 2010 года».- Донецк: ИЭПИ НАН Украины, 1999. С. 29-35. 9. Руководящие принципы для защиты интересов потребителей. Резолюция Генеральной Ассамблеи Организации Объединенных Наций от 9 апреля 1985 г. № 39/248// Коммерческий вестник, 1989. № 7, 8. С. 1-13. 10. Трофимов К. Міжнародні стандарти з управління якістю ISO 9000 в Україні// Стандартизація, сертифікація, якість. 1999, № 2. С. 59. 11. Успешная сертификация на соответствие нормам ISO серии 9000: Руководство по подготовке, проведению последующей сертификации/ изд.: Eckhard Kreier/ – Kissing. Forum-Verl.Herkert-Losebl.-Ausg, 1995. – 416с.

ПРОБЛЕМЫ И ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ШНЕКОВЫХ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ ОЧИСТНЫХ КОМБАЙНОВ ДЛЯ ТОНКИХ ПЛАСТОВ

Нечепанев В.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The design and technological technical decisions, ensuring increase of quality of the screw executive bodies of clearing combines for thin flat layers are developed.

В настоящее время наблюдается негативная тенденция к увеличению разрыва в основных технико-экономических показателях угольной про-

мышленности Украины и развитых стран. Так, средняя нагрузка на ком-
плексно-механизированный забой составляет в Украине 463 т/сутки (1998
г.), в России 987 т/сутки (1998 г.), в Польше 1708 т/сутки (1996 г.), в Гер-
мании 2594 т/сутки (1997 г.), в США 7500 т/сутки (1995 г.).

Основные промышленные запасы углей Украины сосредоточены в
тонких пологих пластах (более 80%); при этом горно-геологические усло-
вия угольных месторождений являются исключительно сложными. Выем-
ка углей осуществляется в основном комбайновым способом преимущест-
венно с использованием техники, производимой на Украине. Преоблада-
ющее распространение, как и везде в мире, получили комбайны со шне-
ковыми исполнительными органами. Это определяет актуальность повы-
шения качества шнековых очистных комбайнов, предназначенных для вы-
емки тонких пологих пластов.

Важнейшей составной частью очистных комбайнов являются испол-
нительные органы, осуществляющие непосредственно разрушение уголь-
ного пласта и одновременно выгрузку угля. В силу этого качество испол-
нительных органов, основными показателями которого в рассматриваемом
случае являются производительность и надежность, в значительной мере
определяет качество машин в целом.

Специфической особенностью шнековых исполнительных органов
комбайнов для тонких пологих пластов является их недостаточная эффек-
тивность как транспортирующих устройств, что ограничивает производи-
тельность выемки угля комбайном. Поэтому для совершенствования шне-
ковых исполнительных органов, обеспечивающего повышение производи-
тельности выемки угля в условиях тонких пластов, необходимо:

- повышение производительности разрушения угольного забоя за
счет обеспечения оптимальных с учетом конкретных условий эксплуата-
ции параметров схемы набора режущего инструмента. В условиях практи-
ческой исчерпанности возможностей повышения энерговооруженности
комбайнов это направление остается, по-видимому, единственным резер-
вом повышения производительности разрушения забоя;

- повышение производительности выгрузки угля, обеспечивающее
устранение ограничений производительности выемки из-за недостаточной
эффективности шнековых исполнительных органов как транспортирую-
щих устройств.

Особенностью эксплуатации очистных комбайнов (особенно в усло-
виях тонких пластов) являются значительные сложность и трудоемкость
монтажа и демонтажа их узлов, в частности шнеков, в стесненных подзем-
ных условиях, а также высокая себестоимость самих шнеков и значитель-
ная трудоемкость их доставки по горным выработкам. В связи с этим
угольные комбайны должны обладать, наряду с высокой энерговооружен-

ностью, ресурсом, обеспечивающим отработку столба угольного пласта без замены узлов. В реальных же условиях срок службы шнеков намного меньше срока службы других основных узлов. Следовательно, совершенствование шнековых исполнительных органов должно идти в направлении повышения безотказности шнеков.

Таким образом, повышение качества шнековых исполнительных органов очистных комбайнов для тонких пластов должно осуществляться в следующих направлениях: **повышение производительности разрушения, повышение производительности выгрузки, повышение безотказности** (рис.1).

Рассмотрим перспективы, проблемы и варианты реализации этих направлений.

Повышение производительности разрушения угольного забоя за счет обеспечения оптимальных параметров схем набора режущего инструмента. Поскольку конкретные условия эксплуатации очистных комбайнов изменяются в весьма широком диапазоне, достаточно широким является и диапазон изменения оптимальных параметров схем набора. А поскольку оптимальные параметры схемы набора в общем случае предусматривают переменный по длине шнека шаг резания, то для реализации потенциальных возможностей комбайна по разрушению забоя необходимо одновременно выполнить следующие требования (наряду с обеспечением оптимальных режимов резания):

- обеспечить возможность реализации переменного по длине шнека шага резания режущего инструмента;
- обеспечить возможность "гибкого" изменения (применительно к конкретным условиям эксплуатации) шага погрузочных лопастей на стадии изготовления.

Первое требование может быть реализовано при существующих конструкциях и технологиях, однако в силу их "жесткости" обеспечить необходимые в конкретных условиях эксплуатации изменения шага невозможно. Для одновременного выполнения обоих приведенных требований необходима разработка новых конструкций и технологии, обеспечивающих возможность изготовления шнеков с индивидуальными для конкретных условий эксплуатации конструктивными параметрами, то есть - разработка конструкторско-технологического обеспечения "гибкого" производства шнеков.

Повышение производительности выгрузки угля. Известны 3 основные перспективные пути повышения производительности транспортирования:

- обеспечение оптимальных значений углов подъема погрузочных лопастей и законов их изменения по длине шнеков [1];

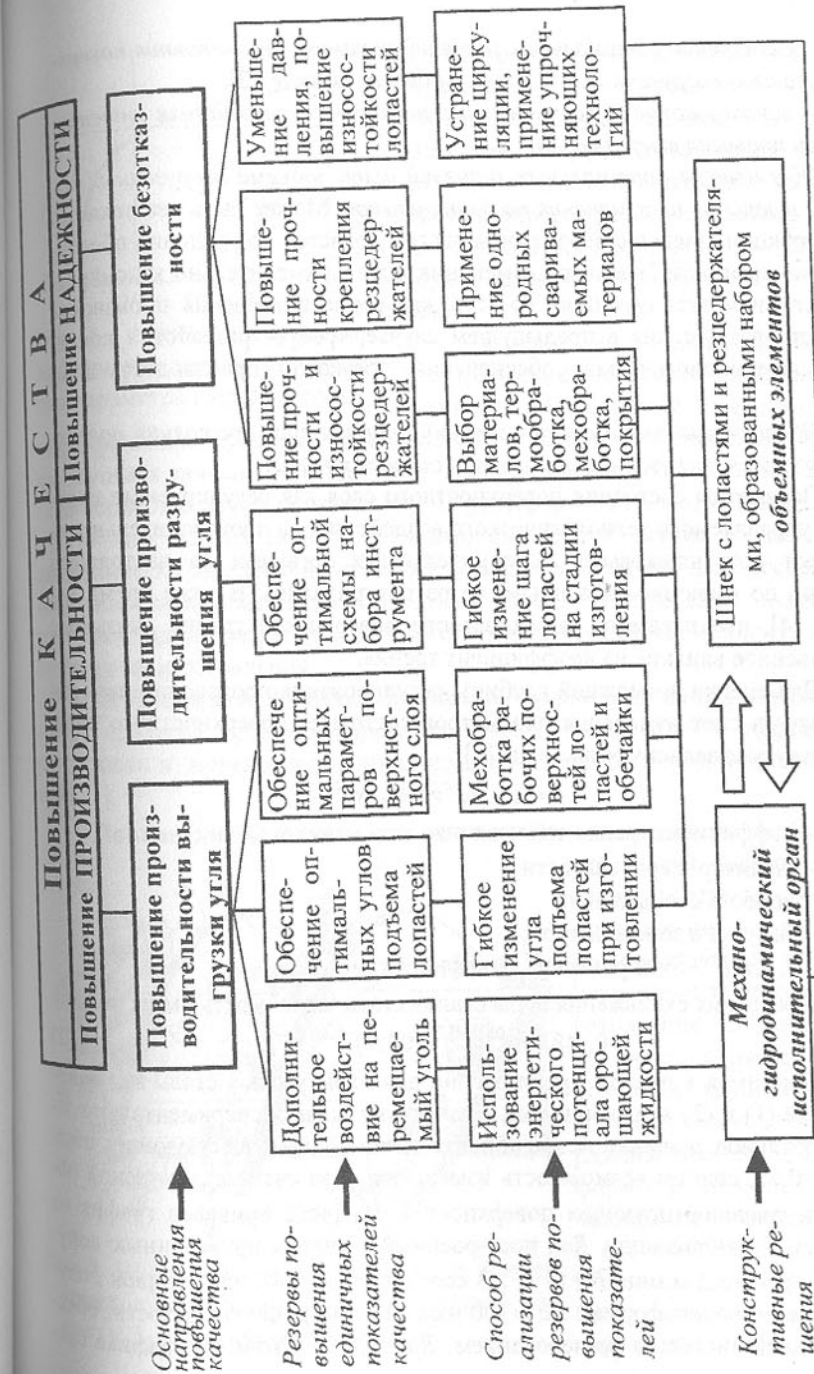


Рис. 1. Структурная схема повышения качества шнековых исполнительных органов

- обеспечение оптимальных значений параметров состояния поверхностного слоя погрузочных лопастей и обечайк шнеков [2];

- использование дополнительных источников энергии для интенсификации процесса выгрузки [3].

Обеспечение оптимальных значений углов подъема погрузочных лопастей и законов их изменения по длине шнеков. Может быть реализовано в конструкции шнеков с переменным шагом лопастей при условии обеспечения возможности "гибкого" изменения шага применительно к конкретным условиям эксплуатации. То есть, как и для повышения производительности разрушения в предыдущем случае, требует разработки конструкторско-технологического обеспечения "гибкого" производства шнеков.

Обеспечение оптимальных значений параметров состояния поверхностного слоя погрузочных лопастей и обечайк шнеков.

Параметры состояния поверхностного слоя как регулируемые параметры управляемого технологического воздействия на производительность выгрузки угля шнековыми исполнительными органами до настоящего времени, по имеющимся данным, не рассматривались. В тоже время известно [4], что параметр шероховатости поверхности трения оказывает существенное влияние на коэффициент трения.

Для оценки возможной глубины регулирования производительности выгрузки за счет изменения параметров состояния поверхностного слоя, воспользуемся зависимостью вида [5]

$$f = C_{Ra} Ra^x v^y (C_N N)^z, \quad (1)$$

где f - коэффициент трения скольжения;

Ra - параметр шероховатости;

v - скорость скольжения;

N - нагрузка в зоне контакта;

C_{Ra}, x, y, z, N - эмпирические коэффициенты.

Для трения скольжения пары сталь - сталь зависимость имеет вид [6]

$$f = 0,148 Ra^{0,08} v^{-0,09} (0,1N)^{-0,06}. \quad (2)$$

Принимая в первом приближении для пары уголь - сталь вид зависимостей (1) и (2) аналогичными, а также учитывая экспериментально зафиксированное значение коэффициента трения для существующих шнеков $f=0,65$, оценим возможность изменения f за счет механической обработки транспортирующих поверхностей. На рис.2 приведен график изменения f как функции Ra , построенный с учетом приведенных допущений при $v=3,2$ м/мин, $N=15$ Н. В соответствии с [4], для отливок получаемых в песчаных формах $Ra \approx 100$ мкм. Параметр шероховатости, обеспечиваемый чистовым фрезерованием, $Ra = 0,8 - 3,2$ мкм. Из графика сле-

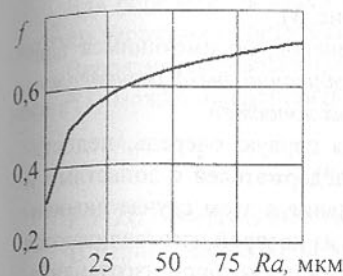


Рис. 2. График изменения коэффициента трения как функции параметра шероховатости

дует, что механическая обработка (фрезерование) рабочих поверхностей шнека обеспечивает существенное, в 1,5-2 раза, снижение коэффициента трения. Это, в соответствии с [2], определяет высокую эффективность рассматриваемого пути для повышения производительности выгрузки шнековых исполнительных органов.

Однако, конструкций и технологических процессов, обеспечивающих возможность механической обработки рабочих (транспортирующих) поверхностей лопастей и обечайк шнеков, по имеющимся данным, не существует. Принципиально возможная механическая обработка путем контурного 3-D фрезерования на фрезерных станках с ЧПУ или станках типа "обрабатывающий центр" весьма трудоемка и экономически заведомо нецелесообразна. Следовательно, для обеспечения возможности механической обработки с приемлемым уровнем трудоемкости необходима разработка соответствующей конструкции шнеков и технологии их изготовления.

Использование дополнительных источников энергии для интенсификации процесса транспортирования. Этот путь достаточно эффективно реализован в механо-гидродинамическом шнековом исполнительном органе [3].

Повышение безотказности шнеков. Причиной низкого уровня без-

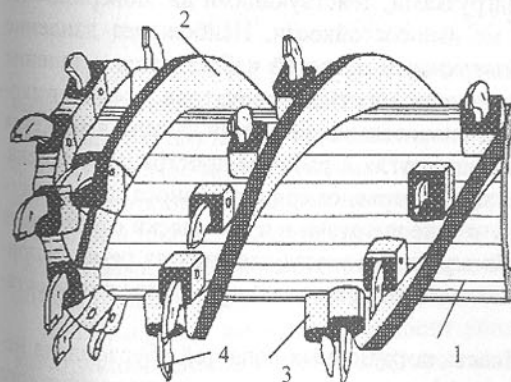


Рис. 3. Шнек очистного комбайна для тонких пластов: 1- обечайка; 2- погрузочная лопасть; 3- резцедержатель; 4- резец.

отказности шнеков являются, в первую очередь, органические недостатки их конструкций и несовершенные технологии изготовления. В настоящее время применяется два основных варианта изготовления шнеков - литье в разовые песчано-земляные формы и приварка горячештампованных лопастей к обечайкам без дальнейшей механической обработки рабочих поверхностей в обоих случаях; за-

тем к шнеку привариваются резцедержатели (рис. 3).

К числу наиболее вероятных отказов шнеков, по имеющимся данным, относятся: *отрыв резцедержателей; разбивание гнезд резцедержателей; износ рабочих поверхностей погрузочных лопастей.*

Отрыв резцедержателей обусловлен, в первую очередь, недостаточной прочностью сварного соединения резцедержателей с лопастями и обечайкой шнека. Прочность сварного соединения в этом случае лимитируется ограниченной свариваемостью сталей, из которой изготавливаются резцедержатели (35ХГСА или аналоги), и сталей, из которой изготавливаются лопасти и обечайка шнека. Очевидным решением проблемы является применение однородных материалов или материалов с хорошей свариваемостью для всех соединяемых элементов. Поскольку при существующих конструкциях и технологиях изготовления шнеков это не представляется возможным, конструкции и технологии требуют соответствующих изменений.

Разбивание гнезд резцедержателей обусловлено в значительной мере ограничениями в выборе материалов для резцедержателей и способов их термической обработки из-за необходимости сваривания с лопастями и обечайкой, изготовленными, как правило, из литой стали. Существующие конструкции шнеков и технологии их изготовления ограничивают также точность отверстий резцедержателей для установки режущего инструмента и способы термической обработки этих отверстий. Решением проблемы может быть изменение конструкции резцедержателей, обеспечивающей расширение методов технологического воздействия при их обработке.

Износ погрузочных лопастей (ударно-абразивный износ) обусловлен значительными локальными нагрузками, действующими на поверхностях лопастей при недостаточной их износостойкости. Наибольшее давление угля на транспортирующие поверхности лопастей наблюдается в течение примерно 0,5 оборота шнека в зоне поворотного редуктора, где его пиковое значение достигает 0,3 МПа. Значительная величина давления является следствием интенсивной циркуляции угля в рабочем пространстве шнека. Причем имеет место значительная неравномерность износа лопастей - наибольшая его интенсивность в зоне выгрузки и практически отсутствует износ у отрезного диска. Проблему износа усугубляет низкая ремонтпригодность шнеков - изношенные лопасти практически не подлежат восстановлению.

Низкая абразивная стойкость погрузочных лопастей обусловлена невозможностью использования эффективных методов технологического воздействия - таких как термическая обработка, нанесение износостойких покрытий и т.д. - применительно к существующим конструкциям шнеков и технологиям их изготовления.

Для определения путей снижения износа погрузочных лопастей рассмотрим вероятность безотказной работы шнека.

Вероятность безотказной работы шнека по фактору абразивного износа $P(t)$ можно представить в виде:

$$P(t) = e^{-\int_0^t \lambda(t) dt}, \quad (3)$$

где $\lambda(t)$ - интенсивность отказов.

В период нормальной эксплуатации интенсивность отказов постоянна, $\lambda(t) = \lambda = \text{const}$. Вероятность безотказной работы шнека в этом случае равна:

$$P(t) = e^{-\lambda t}, \quad (4)$$

где $\lambda = 1/T$, T - средняя наработка на отказ.

Наработка на отказ обратно пропорциональна действующей нагрузке. Изменение наработки на отказ в зависимости от нагрузки может быть представлено [6]:

$$T_2 = (P_1/P_2)^m T_1, \quad (5)$$

где T_1, T_2 - наработка на отказ при нагрузках P_1, P_2 соответственно; m - показатель степени, равный 0,6-0,8.

Поскольку величина абразивного износа лопастей определяется, в первую очередь, давлением на их рабочих поверхностях, под P_1 и P_2 в дальнейшем будем понимать давление на рабочих поверхностях лопастей.

С учетом (5) вероятность безотказной работы при значениях давления P_1, P_2 будет равна соответственно

$$P_1(t) = e^{-(t/T_1)}; P_2 = e^{-(t/T_2)} = e^{-(t/T_1)(P_2/P_1)^m} = [P_1(t)]^{(P_2/P_1)^m}. \quad (6)$$

Из зависимостей (5) и (6) следует важный в практическом отношении вывод, что безотказность работы шнеков по фактору абразивного износа может быть существенно повышена за счет уменьшения давления на рабочих поверхностях лопастей шнеков. Следовательно, эффективным путем повышения безотказности шнеков является устранение, либо снижение циркуляции угля в шнеке. Действенным средством борьбы с циркуляцией угля в шнеке. Действенным средством борьбы с циркуляцией является гидродинамическое воздействие на него потока воды; конструктивно этот подход реализован в механо-гидродинамическом исполнительном органе [3].

Повышение же износостойкости лопастей требует такого изменения конструкций шнеков и технологий их изготовления, которые позволят расширить диапазон применяемых методов технологического воздействия.

Таким образом, повышение безотказности шнеков может быть достигнуто:

- изменением конструкции и технологии изготовления шнеков, допус-

кающим расширением диапазона применяемых методов технологического воздействия;

- применением механо-гидродинамического исполнительного органа.

Поскольку выполненный выше анализ возможных путей повышения производительности разрушения угля и его транспортирования приводит к аналогичным выводам (необходимости изменения конструкции и технологии изготовления), в соответствии со сформулированными требованиями разработано техническое решение, предусматривающее изготовление по-

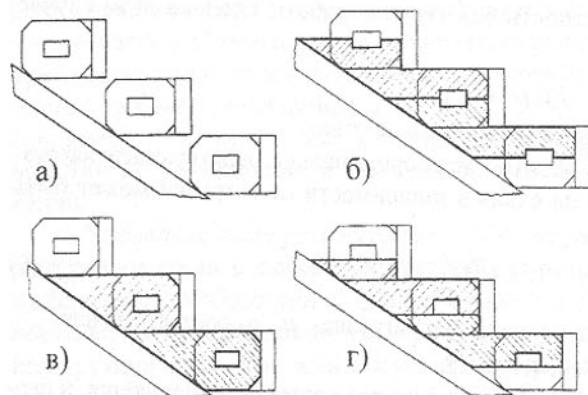


Рис.4. Фрагменты разверток шнеков традиционной (а) и блочной конструкции (б, в, г).

грузочных лопастей и резцедержателей из набора конструктивно идентичных объемных блоков. Причем предлагаемое решение удовлетворяет одновременно требованиям повышения как производительности разрушения и транспортирования угля, так и безотказности (рис.1). На рис.4 показаны фрагменты разверток шнеков традиционной и блочной конструкции. Как видно на рисунке, в блочной конструкции функцию рабочей поверхности лопасти выполняют боковые поверхности отдельных (привариваемых к обечайке шнека) блоков. Сочетание боковых поверхностей отдельных блоков образует непрерывную винтовую линию - взамен лопасти шнека традиционной конструкции. Внешний вид блоков показан на рис. 5. Разработаны также прогрессивные технологические процессы изготовления объемных блоков и сборки шнеков на их основе. Сборка объемных элементов осуществляется при помощи установочных пальцев, используемых для базирования заготовок при выполнении основных операций механической обработки. При этом конкретная конфигурация блоков определяется конструкцией и габаритами шнека - предлагаются 3 основные схемы (рис.4), каждая из которых имеет свою область применения.

Разработанные конструкции и технологии обеспечивают возможность:

- существенного расширения применяемого арсенала средств технологического воздействия;

грозочных лопастей и резцедержателей из набора конструктивно идентичных объемных блоков. Причем предлагаемое решение удовлетворяет одновременно требованиям повышения как производительности разрушения и транспортирования угля, так и безотказности (рис.1). На рис.4 показаны фрагменты разверток шнеков традиционной и блочной конструкции. Как видно на рисунке, в блочной конструкции функцию рабочей поверхности лопасти выполняют боковые поверхности отдельных (привариваемых к обечайке шнека) блоков. Сочетание боковых поверхностей отдельных блоков образует непрерывную винтовую линию - взамен лопасти шнека традиционной конструкции. Внешний вид блоков показан на рис. 5. Разработаны также прогрессивные технологические процессы изготовления объемных блоков и сборки шнеков на их основе. Сборка объемных элементов осуществляется при помощи установочных пальцев, используемых для базирования заготовок при выполнении основных операций механической обработки. При этом конкретная конфигурация блоков определяется конструкцией и габаритами шнека - предлагаются 3 основные схемы (рис.4), каждая из которых имеет свою область применения.

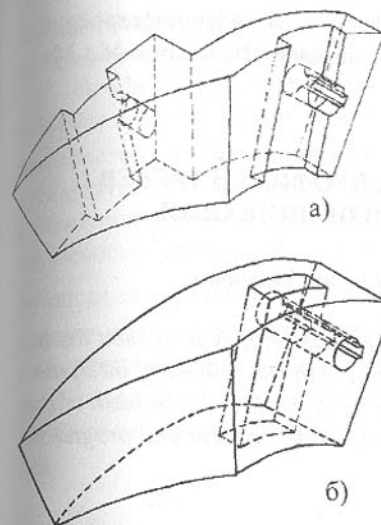


Рис. 5. Объемные блоки: а) фрагмент развертки рис. 4 б; б) фрагмент развертки рис.4в.

- гибкого изменения шага лопастей и закона его изменения по длине шнека за счет профилирования поверхностей объемных блоков при их механической обработке;

- применения для лопастей, резцедержателей и обечайки шнека материалов с высокими механическими свойствами, обладающими хорошей свариваемостью и способностью подвергаться эффективной термообработке;

- повышения износостойкости рабочих поверхностей блоков путем их термической обработки или нанесения износостойких покрытий. При этом может быть обеспечена большая равномерность износа лопастей по длине шнека за счет придания рабочим поверхностям блоков разной износостой-

кости;

- изменение в необходимом диапазоне шероховатость поверхности погрузочных лопастей в результате их механической обработки;

- применения прогрессивных методов организации производства - групповой и модульно-групповой обработки.

Изложенное позволяет сделать вывод об эффективности и перспективности предложенных путей повышения качества шнековых исполнительных органов очистных комбайнов для тонких пластов.

Список литературы: 1. Нечепав В.Г. Исследование и определение параметров шнеков с переменным шагом очистных комбайнов для тонких пластов с целью повышения их погрузочной способности: Автореф. дис....канд. техн. наук.- Донецк, 1982.-20с. 2. Нечепав В.Г. Синтез адаптируемых транспортирующих устройств технологических машин/Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Сб. научн. трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1999. Вып.7. С.133-139. 3. Нечепав В.Г. Разработка исполнительного органа повышенной погрузочной способности для очистных комбайнов, работающих в условиях тонких пластов // Известия вузов. Горный журнал, 1996, №1, С.110-114. 4. Качество машин: Справочник. В 2 т. Т.1 /А.Г. Суслов, Э.Д. Браун, Н.А. Виткевич и др. - М.: Машиностроение, 1995.- 256 с. 5. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение пар-

метров состояния поверхностного слоя деталей. - М.: Машиностроение, 1987.- 208 с. 6. Елезаветин М.А. Повышение надежности машин. М.: Машиностроение, 1968.- 268 с.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ПРОФИЛЕЙ ЗУБЬЕВ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ИХ ИЗНАШИВАНИЯ

Онищенко В.П. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The method of mathematical description of worn teeth profiles is worked out by means of polynomial fragmentary approximation with the following interpolation by cubic splines. The given model of synthesis of profiles of the teeth of the arbitrary form is an instrument for realisation of model of teeth and prognostication of their longevity.

В процессе эксплуатации зубчатых передач, вследствие неравномерного износа рабочих поверхностей зубьев, их профили перестают быть эвольвентными. В результате общая нормаль к профилям (в соответствии с основным законом зацепления) пересекает линию центров в разных точках, что приводит к непостоянству передаточного числа. В то же время, среднее значение передаточного числа остается неизменным, равным отношению числа зубьев зацепляющихся зубчатых колес. В связи с этим, а также тем, что некоторые характеристики зацепления профилей с изношенными зубьями (например, скорость скольжения) меняется незначительно, изношенные профили можно назвать квазисопреженными. Следует отметить, что для описания таких профилей и определения характеристик контакта математический аппарат эвольвентного зацепления не может быть применен в полной мере, и поэтому возникает необходимость в разработке новых подходов для анализа зацепления изношенных профилей зубьев [1,2,3].

Выбор системы координат и описание эвольвентного профиля. Для математического описания профильной кривой квазисопреженного профиля могут быть использованы ортогональная [1] и полярная [2] системы координат. Наиболее приемлемой оказалась ортогональная система координат, осью абсцисс которой является ось симметрии зуба, а ось ординат проходит через начальную точку O_{ev} эвольвенты исходного (неизношенного) профиля - XOY (рис. 1).

Такая система координат обеспечивает возможность сравнения характеристик зацепления квазисопреженных профилей с их значениями для

эвольвентных профилей, в связи с чем, на профиле отмечаются соответствующие точки, характерные для эвольвентного профиля.

Профиль зуба описывается в пределах половины углового шага зубьев $\tau = 2\pi/z$ в виде функции $Y = Y(X)$. Кривая, описывающая профиль состоит из трех сопряженных участков. К первому участку относится дуга окружности впадин, измеряемая от середины впадины до сопряжения с переходной кривой (ab на рис. 1). Эта дуга с радиусом, равным радиусу окружности впадин R_f , описывается параметрическим уравнением в функции центрального угла γ . Второй участок представляет собой переходную кривую bc , которая описывается соответствующим параметрическим уравнением в зависимости от радиуса скругления вершины зуба исходного контура в функции угла обката [4, с.237-240]. Эти два участка профиля являются одинаковыми для эвольвентного и изношенного профилей.

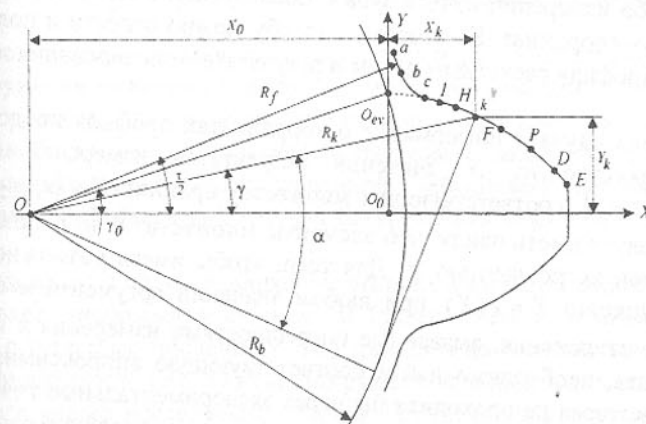


Рис. 1. Система координат профиля и расположение характерных точек ab - дуга окружности впадин, bc - переходная кривая, ce - эвольвента, E - вершина зуба, I - предельная граница износа зуба, H - теоретическая нижняя граница контакта, P - полюс зацепления, HF, DE - зоны двух парного зацепления

Третья часть - от переходной кривой до вершины зуба - является рабочей частью профиля зуба, которая описывается для эвольвентного и изношенного профилей разными функциями.

Эвольвентный профиль описывается параметрическим уравнением в функции эвольвентного угла α :

$$X_k = \frac{R_b}{\cos \alpha} \cos(\gamma_0 - \text{tg} \alpha + \alpha) - X_0.$$

$$Y_k = \frac{R_b}{\cos \alpha} \sin(\gamma_0 - \text{tg} \alpha + \alpha).$$

где $X_0 = R_b \cos \gamma_0$ - смещение координатной системы относительно оси вращения зубчатого колеса,

$$\gamma_0 = \frac{\pi}{2z} + \frac{2x \operatorname{tg} \alpha_b}{z} + (\operatorname{tg} \alpha_b - \alpha_b) - \text{угловая координата начальной точки}$$

эвольвенты,

$$R_b = 0.5mz \cos \alpha_b - \text{радиус основной окружности зубчатого колеса,}$$

z - число зубьев,

m - модуль зацепления,

$\alpha_b = 20^\circ$ - угол профиля исходного контура,

x - коэффициент смещения исходного контура.

Описание рабочей части профиля изношенного зуба. Информация о координатах изношенного профиля может быть получена двумя способами. Первый способ заключается в непосредственном измерении этих координат, либо измерении износа зуба с последующим вычислением соответствующих координат. Ко второму способу можно отнести и получение координат профиля расчетным путем в результате моделирования изнашивания зуба.

В обоих случаях информация о координатах профиля представляет собой множество из N значений результатов измерений абсцисс $Y = \{y_1, y_2, \dots, y_N\}$, соответствующих множеству ординат $X = \{x_1, x_2, \dots, x_N\}$. Причем следует иметь в виду, что элементы множеств X и Y получены с определенной погрешностью ε . Для того, чтобы иметь возможность вычислять функцию $Y = Y(X)$ при любом значении аргумента и сгладить возможные отклонения, вызванные погрешностями измерения в процессе эксперимента, необходимо найти соответствующую аппроксимирующую функцию, которая не проходила бы через экспериментальные точки, но, в то же время, отражала бы в максимальной степени исследуемую зависимость.

Наибольшее распространение получил способ представления аппроксимирующей функции в виде линейной комбинации M постоянных коэффициентов C_k и базисных функций T_k : $Y_{ai} = \sum_{k=0}^M C_k T_k$. Значения коэффициентов C_k определяются, чаще всего, из условия минимизации суммы квадратов погрешности аппроксимации $Q = \sum_{i=0}^N (Y_i - Y_{ai})^2 \rightarrow \min$, в связи с чем, этот метод получил название метода «наименьших квадратов».

Условие минимизации суммы квадратов погрешностей аппроксимации реализуется приравнением нулю частных производных от Q по ко-

эффициентам C_k .

Задача аппроксимации сводится к выбору вида и количества базисных функций. При этом критерии оптимального выбора основываются на сравнении с ошибкой измерения - либо среднеквадратичной, либо максимальной абсолютной погрешностей аппроксимации. Следует также подчеркнуть, что аппроксимирующая функция должна иметь, как минимум, две производных, так как первая производная определяет положение нормали к профилю, а с помощью второй производной определяется радиус кривизны профиля в контактной точке.

Исходя из вида аппроксимирующей функции, которая, очевидно, не может значительно отличаться от эвольвенты, с целью выбора оптимального вида базисной функции были проанализированы несколько полиномиальных функций, как с естественным базисом X , так и с нормированным базисом $Z = 2 \frac{X - X_0}{X_N - X_0} - 1$ ($-1 \leq Z \leq 1$). Введение нормированного

базиса позволяет уменьшить влияние возможной разности масштабов аргумента и функции на величину погрешности аппроксимации.

Были рассмотрены такие полиномиальные функции, как классический степенной полином с естественным базисом, а также группа полиномов с нормированным базисом: степенной, Чебышева-1 (первая рекуррентная формула), Чебышева-2 (вторая рекуррентная формула) и Лежандра.

Исследования с целью выбора оптимального варианта вида базисной функции (далее - полинома) и их числа M (далее - степень полинома) проводились с помощью численного эксперимента на базе аппроксимации профиля изношенного зуба тяжело нагруженной передачи, характерной для заданного класса исследуемых машин. Передача характеризуется модулем $m=8$ мм, числом зубьев $z=16$ и максимальным износом по ординате системы XO_0Y (см. рис. 1) - $u_{\max}=0.55$ мм [3]. Результаты аппроксимации полиномами различных типов при одном и том же значении степени полинома ($M=4$) представлены на рис. 2 (число точек замера износа $N=31$, погрешность измерения $\varepsilon=0.05$ мм).

Анализ результатов аппроксимации показывает, что погрешности аппроксимации классическим степенным полиномом, степенным полиномом с нормированным базисом и полиномом Лежандра практически одинаковы, тогда как полиномы Чебышева не обеспечивают требуемой точности аппроксимации.

В связи с тем, что степенные полиномы и полином Лежандра при $M < 11$ дают практически одинаковые результаты (за исключением одного момента, о котором будет сказано ниже), влияние степени полинома на

значения максимальных погрешностей аппроксимации: абсолютной (E) и среднеквадратичной (E_Q) было прослежено на примере классического степенного полинома с естественным базисом (см. диаграмму на рис.3). Из диаграммы следует, что при степени $M=3$ среднеквадратическое отклонение меньше погрешности измерения, однако при этом 32% точек имеют отклонения, превышающие погрешность измерения. При степенях $M=4$ и $M=5$ таких точек всего 3% от их общего количества ($N=31$).

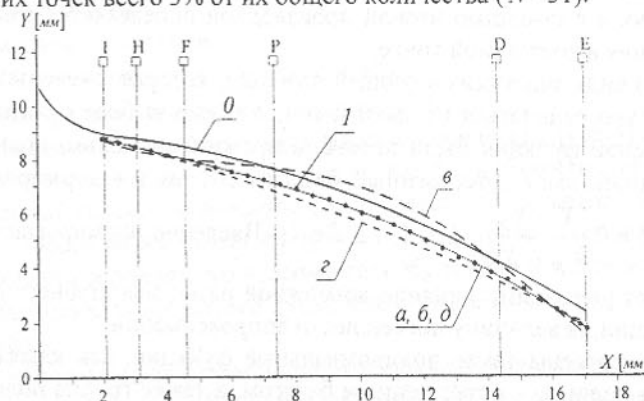


Рис. 2. Полиномиальная аппроксимация координат профиля зуба ($M=4$)
0 - теоретический профиль, 1 - экспериментальные данные, а) степенной полином классический, б) степенной полином с нормированным базисом, в) полином Чебышева-1, г) полином Чебышева-2, д) полином Лежандра

При показателе $M=8$ наблюдается так называемое "биение", когда начинают сказываться накапливающиеся вычислительные погрешности. Особенно сильно это проявляется при значительном отличии аргумента и функции по абсолютному значению. При применении полиномов с нормированным базисом явление биения не наблюдалось до степени $M=10$.

Анализ показал, что при минимальном (для обеспечения возможности вычисления второй производной) значении показателя степени полинома $M=3$ экспериментальные значения сглаживаются очень хорошо, однако при этом теряется существенная информация о кривизне профиля. При высоких степенях полинома ($M=9 \div 10$) аппроксимирующая кривая начинает проходить в непосредственной близости от экспериментальных точек и перестает отражать реальную форму профиля и, кроме того, усиливается влияние членов полинома высоких степеней, а также увеличивается риск переполнения разрядной сетки процессора компьютера при операциях с плавающей запятой.

Оптимальным видом базовой функции при аппроксимации изношенных профилей следует считать степенной полином с нормированным базисом. За минимальное значение степени полинома $M_{\min}$ следует принимать такую степень, при которой среднеквадратичное отклонение погрешности аппроксимации не превышает погрешность измерения

$$E_{Q\min} = \sqrt{\frac{Q}{N}} \leq \varepsilon.$$

В качестве максимальной степени полинома $M_{\max}$ следует принимать такую степень, при которой 80-90% точек имеют погрешность аппроксимации меньшую, чем погрешность измерения $\{E_0, E_1, \dots, E_i, \dots, E_{N_1}\}$, $E_i = |Y_i - Y_{ai}| \leq \varepsilon$, $N_1 = (0.8 \div 0.9)$. За оптимальное значение степени полинома следует принимать среднее этих двух значений ($M_{\min}$ и $M_{\max}$) с округлением до целого в меньшую сторону.

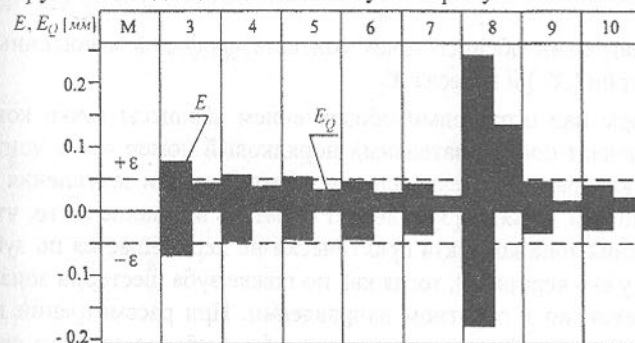


Рис. 3. Влияние степени полинома M на абсолютную E и среднеквадратичную E_Q погрешности аппроксимации

Таким образом, профиль зуба описывается, как минимум, тремя дискретными множествами - дуга окружности впадин, для описания которой достаточно 4÷5 точек; переходная кривая, для описания которой достаточно рассчитать координаты 5÷10 точек; эвольвентный либо искаженный в результате износа профиль зуба, оптимальное число точек для описания которого определяется из условия, чтобы расстояние между ними не было больше ширины полосы герцовского контакта (обычно для этого достаточно иметь 50-100 точек).

Полное описание профиля зуба. Для удобства пользования полученной аппроксимирующей функцией необходимо вычислять значения этой функции для произвольных абсцисс, находящихся между абсциссами множеств (узловых точек), описывающих профиль зуба. Кроме того, при моделировании изнашивания зубьев следует иметь в виду, что, как показал проведенный анализ распределения контактных точек по профилю изношенных зубьев, это распределение не является равномерным и в значи-

тельной мере зависит от степени искажения профиля.

В качестве примера на рис. 4 представлена штриховая диаграмма распределения абсцисс точек контакта зубьев пары зубчатых колес ($m=3$ мм, $z_1=35$ и $z_2=36$) с максимальным значением износа $u=0.07m$.

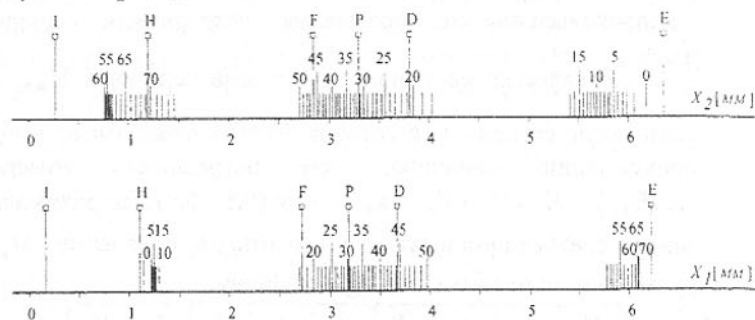


Рис. 4. Диаграммы абсцисс точек контакта профилей изношенных зубьев шестерни (X_1) и колеса (X_2)

Цифры над штриховым обозначением абсциссы точки контакта на рис. 4 означают последовательный порядковый номер точек контакта, координаты которых определялись при моделировании зацепления передачи с изношенными зубьями [3]. Следует обратить внимание на то, что в начале зацепления зона контакта практически не перемещается по зубу колеса (находясь у его вершины), тогда как по ножке зуба шестерни зона контакта перемещается, но в обратном направлении. При рассмотрении проблемы аппроксимации профиля изношенного зуба наиболее важным является то обстоятельство, что на участках профилей после точек 17 и 50 отсутствует контакт зубьев, а, следовательно, и не может иметь место их износ. При этом длина этих участков значительно превышает ширину герцовской полосы контакта.

В этих условиях непосредственное применение полиномиальной аппроксимации профилей может привести к значительным погрешностям, поскольку аппроксимирующая функция пройдет между узловыми точками и будет искажена часть профиля, на которой износ отсутствует, что противоречит физическому смыслу.

Определение общей аппроксимирующей функции проводится в два этапа.

На первом этапе выполняется анализ множества абсцисс контактных точек на предмет выявления участков профиля искаженного в результате износа зуба, для которых расстояние между соседними точками не превышает двух кратной ширины полосы герцовского контакта. С целью исключения резких изменений формы профиля на границах таких участков, в них частично включались и неизношенные участки на ширину полосы

контакта. В группу рассмотренных участков профиля включаются также дуга окружности впадин и переходная кривая. Для выделенных участков выполняется полиномиальная сглаживающая аппроксимация с автоматическим выбором степени полинома в зависимости от числа точек аппроксимируемого участка.

На втором этапе все участки, включая неизношенные, объединяются в одно множество $C_{x,y} = \{(x_0, y_0), (x_1, y_1), \dots, (x_N, y_N), (x_{N+1}, y_{N+1})\}$ пар координат точек, описывающих новый синтезированный профиль зуба, после чего производится сплайновая интерполяция, когда используется один вид полинома (обычно кубический) для проведения кривой между узлами, но число таких полиномов равно числу интервалов между узлами. Коэффициенты этих полиномов подбираются из условия гладкости кривой, проходящей через узел. Схема сплайновой интерполяции представлена на рис. 5.

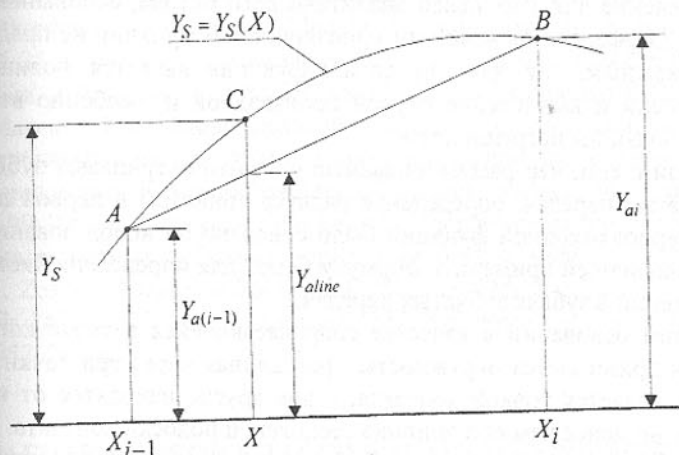


Рис. 5. Схема сплайновой интерполяции

Дифференциальное уравнение кубического сплайна $\frac{d^4 Y_S}{dX^4} = 0$ при-

водится к следующему уравнению, описывающему интерполяционную функцию на участке между узловыми точками A и B (см. рис. 5):

$$Y_{Si}(X) = a_i + b_i(X - X_{i-1}) + c_i(X - X_{i-1})^2 + d_i(X - X_{i-1})^3$$

где a_i, b_i, c_i, d_i - коэффициенты полинома, $i=1, 2, \dots, N$ - номер сплайна.

Коэффициенты сплайнов определяются из условия равенства значений сплайнов $Y_S(X)$ и аппроксимируемой функции $Y_a(X)$ в узлах (условие Лагранжа), а также из условия непрерывности первой и второй производных от сплайнов в узлах. В качестве граничных условий используются

условия свободных концов сплайнов.

С целью уменьшения погрешности аппроксимации при вычислении интерполяционной функции внутри интервала, целесообразно ввести ограничение этой функции по сравнению с ее значением в случае линейной интерполяции (см. рис. 5), то есть, если $Y_S > (Y_{aline})_{\max}$, то следует принять: $Y_S = (Y_{aline})_{\max}$, где $(Y_{aline}) = Y_{a(i-1)} + \alpha(Y_{aline} - Y_{a(i-1)})$. Значение коэффициента ограничения интерполяционной функции α определялось на основании анализа качества интерполяции аппроксимированных кривых различного характера и может быть принято равным $\alpha = 1.5$.

Для последующего определения геометрических характеристик точки контакта профилей и вычисления контактных напряжений необходимо кроме ординаты профиля между его узловыми точками знать также первую производную и радиус кривизны аппроксимирующей кривой.

Применение для этих целей аналитического метода, основанного на двукратном дифференцировании интерполяционной функции не представляется возможным, так как эта сплайн-функция является полиномом третьей степени и вычисление первой производной и, особенно второй, приводит к большим погрешностям.

В связи с тем, что рассматриваемые профили очерчивают зубья силовых зубчатых передач, определение радиуса кривизны и первой производной интерполяционной функции было основано на использовании гипотезы, позволившей применить формулу Герца для определения контактных напряжений в зубьях зубчатых передач.

На этом основании в качестве соприкасающейся в точке контакта окружности принимается окружность, проведенная через три точки: одна из которых является точкой контакта, а две другие находятся от нее на расстоянии, не менее чем полуширина герцовой полоски контакта.

Следует отметить одно важное обстоятельство, о котором шла речь выше при рассмотрении диаграммы абсцисс точек контакта профилей изношенных зубьев. Как видно из рис. 4 возможен кромочный контакт вершины зуба (то есть одной точки с очень малым радиусом кривизны) с ножкой зуба контактирующего колеса с конечным, значительно большим значением радиуса кривизны. В этом случае решение уравнения совместности касательных к кривым в точке контакта может отсутствовать.

Для исключения этого, а также для сохранения точки контакта в непосредственной близости от вершины зуба, предложен метод локального скругления вершины зуба, суть определения которого базируется на следующих допущениях:

- ввиду малости радиуса кривизны на вершине зуба по сравнению с радиусом кривизны сопряженной контактирующей поверхности его можно считать равным приведенному радиусу кривизны в данной контакт-

ной точке;

- теоретически бесконечно большие контактные напряжения при кромочном контакте ограничиваются, (в первом приближении) пределом текучести материала σ_{mek} ;
- на участке, примыкающем к вершине зуба (в пределах 4-5 точек) кривизна изменяется по параболическому закону.

Заключение. Разработанная методика аппроксимации профилей изношенных зубьев достаточно надежно отражает физическую картину и является эффективным инструментом при моделировании процесса изнашивания зубьев зубчатых колес тяжело нагруженных машин [3] с целью прогнозирования их долговечности.

Список литературы: 1. Онищенко Валентин: Математическая модель процесса износа рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес. XIII Międzynarodowe Kolokwium "Modele w projektowaniu i konstruowaniu maszyn" 25-28.04.1989 r., Zakopane. Zeszyty naukowe Politechniki Śląskiej. Mechanika, Z.92, Gliwice, 1989. S.215-223.PL. 2. Онищенко В.П., Симонов А.Л., Матеко П.М.: Моделирование зацепления изношенных профилей зубьев зубчатых колес на ЭЦВМ и прогнозирование их долговечности. - В сб.: Теория и практика расчетов деталей машин на износ. Москва: "Наука", 1983, с.99-105. 3. Валентин Онищенко "Прогнозирование долговечности тяжело нагруженных зубчатых передач на основе моделирования износа зубьев". Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej "Mechanika", Gliwice 1999, Z.131(Nr 1410), 199 s. 4. Кудрявцев В.Н. Зубчатые передачи. М., «Машгиз», 1957, 263 с.

РАЗРАБОТКА НОВОЙ КЛАССИФИКАЦИИ БУРОВЫХ СИСТЕМ ПО КИНЕМАТИЧЕСКИМ ПРИЗНАКАМ ДЛЯ АНАЛИЗА И СИНТЕЗА ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ

Петтик Ю.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In the article the problems are esteemed on a kinematics of chisel systems for drilling of mine shafts. Is adduced new classification of drill rigs on the basis of kinematics indications, which one allows to analyze existing and to design in essence new chisel systems.

При разработке и создании новых буровых машин (установок) в последние десятилетия разработчики принимают за основу типовые решения. Это относится не только к принципу действия установок, но и к схематех-

ническим решениям.

Как правило, анализу принципиально возможных новых кинематических вариантов не уделяется особого внимания. Однако, имея доступный и простой аппарат кинематического анализа установок, легко выявить те или иные недостатки существующих систем и на базе синтеза создавать более эффективные (с точки зрения интенсификации разрушения горных пород за счет рационального поражения забоя и энергосбережения) буровые системы.

Все существующие классификации буровых систем и методов бурения стволов и скважин большого диаметра только в общих чертах, с точки зрения кинематики, параметризовали буровые системы деля их на класс роторных и «планетарных», без анализа внутренних и внешних кинематических связей.

При решении проблемы разработки кинематического принципа классификации движений исполнительных органов буровых систем можно выделить две задачи:

– задача кинематики разрушения горных пород при проходке шахтных стволов и скважин состоящая в анализе и классификации существующих кинематических схем движений при разрушении породы в соответствии с заранее заданным очертанием внутреннего контура ствола, образованного совокупностью траекторий относительных рабочих движений инструмента, определенными принципиальными кинематическими схемами разрушения и кинематическими соотношениями инструмент – горная порода;

– задача синтеза новых кинематических связей, сочетаний движений и их параметров, определяющих процесс разрушения породы.

К сожалению, до последнего времени, принципиальные кинематические схемы движения инструментов при разрушении горных пород традиционно рассматривались как заданные и вытекали они из существующих конструкций установок и общепринятых их кинематических схем. Отсутствие системного подхода в исследованиях как существующих, так и разрабатываемых новых кинематических схем движения инструмента при разрушении породы является большим тормозом для научно-практического анализа и комплексного синтеза принципиально новых методов бурения высокопроизводительным (новым в конструкторском исполнении) буровым инструментом и оборудованием.

Нужно отметить, что в общем случае, принципиальные кинематические схемы разрушения породы не тождественны принципиальным кинематическим схемам исполнительных органов буровых установок. Разница кинематики буровых установок и кинематики разрушения породы в том, что кинематические схемы буровых установок могут быть гораздо сложнее

схемы разрушения.

Существующие и принципиально возможные кинематические схемы движения инструмента при разрушении горных пород получают на основе сочетания всевозможных комбинаций двух элементарных движений, которые наиболее легко реализовать в исполнительных механизмах – это прямолинейное (поступательное) и вращательное движение. Уровень сложности и возможности реализации принципиальных кинематических схем зависит от количества и характера сочетания этих элементарных движений.

Это положение дает возможность классифицировать все существующие и принципиально возможные кинематические схемы компоновок буровых систем по группам движений. По аналогии с классификацией принципиальных кинематических схем резания из области металлообработки [1] рассмотрим кинематические группы:

I группа – одно прямолинейное движение P_1 ;

II группа – одно вращательное движение B_1 ;

III группа – два прямолинейных движения P_1 и P_2 ;

IV группа – одно вращательное движение и одно прямолинейное движение B_1 и P_2 ;

V группа – два вращательных движения B_1 и B_2 ;

VI группа – два прямолинейных и одно вращательное движение P_1 , P_2 и B_3 ;

VII группа – два вращательных и одно прямолинейное движение B_1 , B_2 и P_3 ;

VIII группа – три вращательных движения B_1 , B_2 и B_3 ;

IX группа – три вращательных и одно прямолинейное движение B_1 , B_2 , B_3 и P_4 ;

X группа – два вращательных и два прямолинейных движения B_1 , B_2 , P_3 и P_4 ;

XI группа – четыре вращательных движения B_1 , B_2 , B_3 и B_4 ;

XII группа – одно вращательное и четыре прямолинейных движения B_1 , P_2 , P_3 , P_4 и P_5 ;

XIII группа – два вращательных и три прямолинейных движения B_1 , B_2 , P_3 , P_4 и P_5 .

Группы с IX по XIII ранее в классификациях по кинематическим признакам не рассматривались.

При большем сочетании движений кинематическая схема весьма усложняется и ее реализация неэффективна и весьма проблематична.

При составлении кинематических формул движений исполнительных органов предлагается использовать шифр, состоящий из ряда условных обозначений. В зависимости от информационного содержания он может быть нескольких уровней сложности, т. е. можно использовать много-

уровневую запись:

1 уровень — количество и виды движений, в которых участвуют исполнительные органы (от источника движения до конечного звена);

2 уровень — указываются зависимые и независимые виды движения (связь между движениями), направление движения (по часовой стрелке или против);

3 уровень — указывается количество, составные части исполнительных органов, участвующих в разрушении породы;

4 уровень — предполагает учитывать геометрические характеристики и параметры исполнительных органов (количество, форма и размеры зубьев инструмента, их взаимная ориентация и возможность изменения формы и т.д.);

5 уровень — указывается вид источника движения (крутящий момент, осевая сила, кинетическая энергия, энергия движения жидкости и т.д.).

Рассмотрим подробнее основные уровни записи и буквенно-цифровой код, разработанный для их условной записи.

Первый уровень. Запись формулы должна начинаться с обозначения вида движения исполнительного звена (элемента), контактирующего с забоем или разрушающего горную породу на забое. В нижнем индексе должна стоять цифра, указывающая на порядковый номер элементарного движения, в котором участвует инструмент. Например, B_1 — вращательное движение исполнительного органа, первое по счету, $П_2$ — поступательное прямолинейное второе и т.д.

Стрелка, стоящая после цифры указывает на направление проходки выработки $\downarrow$ — сверху вниз или $\uparrow$ — снизу вверх, наклонная стрелка $\nearrow$ в перспективе может приниматься для обозначения проходки наклонных горных выработок. Для упрощения записи при движении сверху вниз, как наиболее распространенном виде проходки стволов, стрелку можно не ставить. Например, при роторном бурении скважины (одном из наиболее часто используемом методе бурения нефтяных скважин) запись кинематической формулы будет иметь вид: $B_1 B_2 П_3 \downarrow$ или $B_1 B_2 П_3$, где B_1 — вращение шарошки вокруг своей оси; B_2 — вращение долота вокруг своей оси; $П_3$ — прямолинейное движение (движение подачи) долота вдоль оси ствола.

Второй уровень. Указывают зависимые и независимые виды движения, участвующие в формировании ствола или скважины. Если движения кинематически не жестко связаны (количественные характеристики не зависят друг от друга) знак между видами движений не ставят или ставят знак умножения « $\times$ » или точку « $\cdot$ », а если эти движения жестко связаны, то ставят знак « $+$ ». Например: при турбинном бурении ствола кинематическая формула будет иметь вид: $B_1 \cdot B_2 \cdot П_3$, при роторном бурении германской установкой «WIRTH» — $(B_1 + B_2) + П_3$. Направление движения по часовой

стрелке обозначают стрелкой « $\rightarrow$ » сверху обозначения движения, против часовой стрелки « $\leftarrow$ ». Например роторное бурение скважин $(\bar{B}_1 + \bar{B}_2) + П_3 \downarrow$. Если основное рабочее движение вращение в одну сторону, а вспомогательное может быть в другую, то основное обозначают сплошной линией « $\rightarrow$ », а вспомогательное « $\leftarrow$ », например $\bar{B}_3$. Для обозначения главного движения соответствующее символическое обозначение подчеркивается чертой, например при керновом бурении стволов $(\bar{B}_1 + \bar{B}_2) + П_3 \downarrow$.

Третий уровень. Указывается, вид количество и взаимосвязь исполнительных органов. Например, при реактивно-турбинном бурении стволов установкой РТБ-3200 структурная запись будет следующей $3(\bar{B}_1 \cdot \bar{B}_2) \cdot \bar{B}_3 + П_4 \downarrow$.

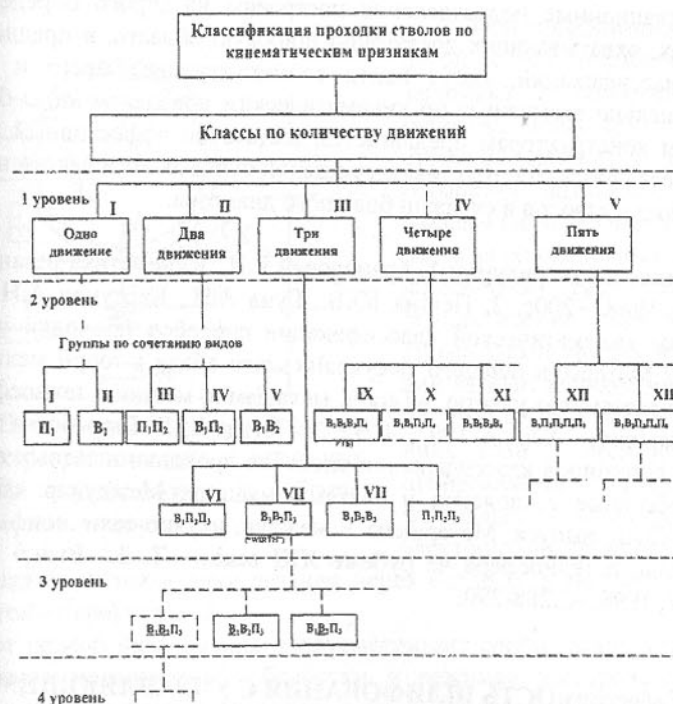


Рис.1. Общий вид классификации проходки шахтных стволов по кинематическим признакам

Четвертый и пятый уровни являются перспективными для разработки классификации и находятся в стадии своей разработки, как более отвечающие энерго-геометрическим параметрам кинематической классифи-

кации.

Общий вид новой классификации проходки шахтных стволов и скважин по кинематическим признакам приведен на рис. 1.

Указанные кинематические признаки позволяют, в первом приближении, без особого труда систематизировать и классифицировать любую из существующих буровых установок любой страны производителя. Причем, согласно приведенной схемы можно не только классифицировать виды бурения, нашедшие широкое промышленное применение или имевшие только опытные образцы, но и предложить принципиально новые виды бурения, являющиеся предметом новых разработок. Классификация показывает принципиальную возможность осуществления той или иной схемы бурения и реализацию ее при схемотехническом проектировании [2, 3].

Таким образом, благодаря тому, что методика классификации и все классификационные подразделения построены на строго определенных признаках, охватывающих достаточно широкую область, в предлагаемой схеме классификаций, могут найти соответствующее место и другие, принципиально возможные по кинематическим признакам виды бурения. При этом конструкторам предлагается достаточно эффективный аппарат для синтеза новых конструктивных решений буровых комплексов и систем для проходки стволов и скважин большого диаметра.

Список литературы: 1. Грановский Г.И.. Кинематика резания. -М.: Машгиз, 1948. -200с. 2. Петтик Ю.В., Гуня А.П., Картунов А.Н. Новые принципы кинематической классификации способов проходки шахтных стволов// Матеріали першого Всеукраїнського з'їзду з теорії механізмів і машин з іноземною участю. «Теорія механізмів, машин і техносфера України сторіччя». -Харків, 1997. -С.32. 3. Петтик Ю.В. Разработка научных основ и принципов классификации способов проходки шахтных стволов// «Прогрессивные технологии и системы машин». Междунар. сб. научн. трудов. Спец. выпуск. Материалы V междун. научно-техн. конф. «Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века» - Т. 2. -Вып.6 -Донецк: ДонГТУ, 1998. -С.288-290.

СЕБЕСТОИМОСТЬ ШЛИФОВАНИЯ С УПРАВЛЯЮЩИМИ ВОЗДЕЙСТВИЯМИ НА РПК

Полтавец В.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The dependencies describing influence of conditions of grinding and controlling spark-erosive actions on the specific manufacturing cost of machining are de-

duced. They allow to determine optimum conditions of grinding by elastic setup.

Важнейшими направлениями развития машиностроения в современных условиях являются применение в выпускаемых изделиях новых перспективных конструкционных материалов, обладающих высокими физико-механическими и эксплуатационными свойствами, и внедрение ресурсосберегающих технологических процессов, что позволило бы эффективнее использовать дефицитные и дорогостоящие материальные и энергетические ресурсы.

Указанным направлениям развития соответствует процесс алмазного шлифования с электроэрозионными управляющими воздействиями на рабочую поверхность круга (РПК) [1], в том числе и по упругой схеме (рис. 1), обеспечивающий высокопроизводительную обработку труднообрабатываемых материалов.

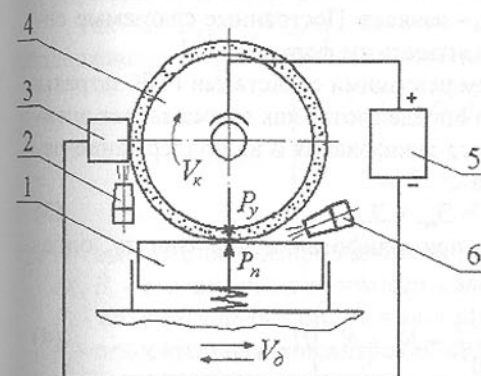


Рис. 1. Шлифование по упругой схеме с электроэрозионными управляющими воздействиями на рабочую поверхность круга

При шлифовании по упругой схеме обрабатываемая заготовка 1 поджимается к шлифовальному кругу 4 с постоянной силой P_n . В процессе обработки возникает составляющая силы резания P_y , которая в установившемся режиме шлифования равна P_n . Для осуществления электроэрозионных управляющих воздействий на РПК в автономной зоне положительный полюс источника тока 5 подключают к шлифовальному кругу, отрицательный — к автономному электроду-инструменту 4. Ра-

бочая среда подаётся в зону резания через сопло 6, в межэлектродный промежуток – через сопло 2.

Этот способ шлифования предусматривает согласование между собой режимов механической обработки и режимов электроэрозионных управляющих воздействий. При этом в процессе поиска оптимальных режимов для обеспечения экономии ресурсов должен быть обеспечен минимум удельной себестоимости обработки.

Рассмотрим расчёт удельной себестоимости обработки методом прямого калькулирования для случая, когда потеря режущей способности круга обусловлена явлениями засаливания межзёрненного пространства и изна-

шивания зёрен.

Себестоимость одного станко-часа обработки при алмазном шлифовании определяется по формуле [2]:

$$C_{сч} = Z_o + A + P_m + Э + И, \quad (1)$$

где Z_o - часовая заработная плата шлифовщика;

A - амортизация производственного оборудования;

P_m - затраты на текущий ремонт и содержание оборудования;

$Э$ - затраты на технологическую электроэнергию;

$И$ - возмещение затрат на износ алмазного инструмента.

Соответственно, себестоимость одной станко-минуты обработки будет содержать аналогичные составляющие:

$$C_{см} = C_{сч}/60 = Z_{см} + A_m + P_{мм} + Э_m + И_m. \quad (2)$$

В формуле (2) слагаемые $Z_{см}$, A_m , $P_{мм}$ не зависят от механических режимов и режимов управляющих воздействий на РПК и могут быть приняты постоянными, а слагаемые $Э_m$, $И_m$ - зависят. Постоянные слагаемые себестоимости рассчитываются по общеизвестным формулам [2].

При шлифовании с управлением режущими свойствами РПК затраты на технологическую электроэнергию определяются как сумма затрат электроэнергии на осуществление процесса шлифования и на поддержание режущих свойств шлифовального круга:

$$Э_m = Э_{шл} + Э_{упр}. \quad (3)$$

Электроэнергия, потребляемая при шлифовании за 1 минуту, определяется следующим образом:

$$Э_{шл} = \left(\frac{P_y K_{ш} \cdot V_k}{\eta_{эд} \cdot 10^3} + N_z + N_o \right) Ц_э, \quad (4)$$

где P_y - радиальная составляющая силы резания, Н;

$K_{ш}$ - коэффициент шлифования;

V_k - скорость круга, м/с;

$\eta_{эд}$ - КПД привода главного движения станка;

N_z - мощность двигателя гидропривода станка, кВт;

N_o - мощность двигателя насоса охлаждения, кВт;

$Ц_э$ - стоимость 1 кВт·мин электроэнергии, грн/кВт·мин.

Электроэнергия, затрачиваемая на электроэрозионные воздействия для поддержания режущих свойств РПК, кВт, согласно [3]

$$W_{упр} = \frac{U_{см} \cdot I_{ср}}{\eta_{umm} \cdot 10^3}, \quad (5)$$

где $U_{см}$ - расчётное значение напряжения на межэлектродном промежутке в процессе электроэрозионных воздействий, В;

$I_{ср}$ - средняя сила тока электроэрозионных воздействий, А;

η_{umm} - КПД источника технологического тока.

При использовании источника тока модели ИТТ-35 величина $I_{ср}$ определяется по формуле, полученной в результате обработки данных эксперимента по изучению влияния энергии единичного импульса на удаляемый объём связки [1]:

$$I_{ср} = \frac{\Pi}{0,18 \cdot U_{см}}, \quad (6)$$

где Π - интенсивность удаления продуктов засаливания в процессе электроэрозионных воздействий, мм³/мин.

Интенсивность удаления засаленного слоя

$$\Pi = V_{зс \max} / \tau, \quad (7)$$

где $V_{зс \max}$ - максимальный объём засаленного слоя на поверхности круга при стабилизировавшемся рельефе, мм³;

τ - время удаления максимального объёма засаленного слоя в процессе управляющих воздействий, мин.

Так как $Э_{упр} = W_{упр} \cdot Ц_э$, то, с учётом формул (5), (6), (7), затраты на поддержание режущих свойств шлифовального круга

$$Э_{упр} = \left(\frac{10^{-3} \cdot H \cdot \pi D_k B_k \left(1 - \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100} \right)}{0,18 \cdot \eta_{umm} \cdot 10^3 \cdot \tau} \right) Ц_э, \quad (8)$$

где H - высота стабилизировавшегося рельефа круга, мкм;

D_k , B_k - соответственно диаметр и высота шлифовального круга, мм.

P_v - объёмная доля алмазов в алмазоносном слое;

K - относительная концентрация алмазов, %.

Окончательно, затраты на технологическую электроэнергию по формуле (3) с учётом (4) и (8) будут равны:

$$Э_m = \left(\frac{P_y K_{ш} \cdot V_k}{\eta_{эд} \cdot 10^3} + N_z + N_o + \frac{10^{-3} \cdot H \cdot \pi D_k B_k \left(1 - \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100} \right)}{0,18 \cdot \eta_{umm} \cdot 10^3 \cdot \tau} \right) Ц_э. \quad (9)$$

Минутные затраты на возмещение расхода алмазов

$$И_m = \frac{0,878 \cdot 10^{-3} \cdot V_{lac} K \cdot Ц_a}{0,2 \cdot 100}, \quad (10)$$

где $0,878 \cdot 10^{-3}$ - масса алмазов в 1 мм³ алмазоносного слоя при 100% - й относительной концентрации алмазов, г;

$0,2$ - масса одного карата алмазов, г;

V_{lac} - объём удалённого за 1 минуту алмазоносного слоя, мм³;

$Ц_a$ - стоимость одного карата алмазов, грн/карат.

Исходя из допущения, что интенсивность процесса засаливания постоянна на протяжении всего периода шлифования и равна

$$I_z = V_{zc \max} / \tau_{zac} \quad (11)$$

где τ_{zac} - время засаливания, соответствующее моменту времени, когда круг фактически перестанет резать, т.е. когда глубина шлифования составит 10 - 15% от начальной,

объём удаляемого за одну минуту алмазосносного слоя можно рассчитать по формуле

$$V_{lac} = 10^{-3} \cdot H \cdot \pi D_k B_k \left(1 - \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100} \right) \cdot \frac{\tau_{zac} - \tau}{\tau_{zac} \cdot \tau} \quad (12)$$

Из этой формулы видно, что в момент времени $\tau = \tau_{zac}$ объём удаляемого алмазосносного слоя $V_{lac} = 0$. В дальнейшем, при $\tau > \tau_{zac}$, во время электроэрозионных воздействий на РПК с интенсивностью $\Pi = V_{zc \max} / \tau$ алмазосносный слой удаляться не будет и слагаемое I_m из формулы (2) можно исключить.

Подставив (12) в (10), будем иметь:

$$I_m = \frac{4,4 \cdot 10^{-6} \cdot H \cdot \pi D_k B_k \left(1 - \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100} \right) \frac{K}{100} \cdot \frac{\tau_{zac} - \tau}{\tau_{zac}} C_a}{\tau} \quad (13)$$

Подстановка полученных нами выражений для переменных элементов себестоимости в формулу (2) позволяет рассчитать себестоимость одной минуты алмазного шлифования с управлением параметрами РПК путём удаления засаленного слоя в случае, когда время обработки $\tau \leq \tau_{zac}$.

Когда время обработки $\tau > \tau_{zac}$, интенсивность процесса засаливания (11) будет превышать величину Π и для восстановления режущих свойств РПК необходимо затратить дополнительное время $\tau_{доп}$ на правку.

Дополнительное время $\tau_{доп}$ определим как время удаления избыточного объёма засаленного слоя, превышающего величину $V_{zc \max}$, с помощью электроэрозионной правки:

$$\tau_{доп} = \frac{I_z \cdot \tau - V_{zc \max}}{\Pi_{\max}} \quad (14)$$

где $\Pi_{\max}$ - интенсивность удаления продуктов засаливания при правке на максимальных электрических режимах, мм³/мин.

В соответствии с (6)

$$\Pi_{\max} = 0,18 \cdot I_{cp \max} \cdot U_{sm} \quad (15)$$

где $I_{cp \max}$ - максимально допускаемая источником технологического тока средняя сила тока электроэрозионных воздействий, А.

Подставив в формулу (14) выражения (11) и (15), получим:

$$\tau_{доп} = \frac{V_{zc \max}}{0,18 \cdot I_{cp \max} \cdot U_{sm}} \left(\frac{\tau}{\tau_{zac}} - 1 \right) \quad (16)$$

Таким образом, общее время работы станка при $\tau > \tau_{zac}$ составит

$$\tau_{общ} = \tau + \tau_{доп}$$

и, с учётом (16),

$$\tau_{общ} = \tau + \frac{V_{zc \max}}{0,18 \cdot I_{cp \max} \cdot U_{sm}} \left(\frac{\tau}{\tau_{zac}} - 1 \right) \quad (17)$$

Минутные затраты на технологическую электроэнергию во время $\tau_{доп}$ составят

$$\mathcal{E}_{доп} = \left(N_z + N_o + \frac{I_{cp \max} \cdot U_{sm}}{\eta_{umm} \cdot 10^3} \right) C_z \quad (18)$$

Как уже было отмечено, при $\tau > \tau_{zac}$ затраты на возмещение износа алмазного инструмента I_m , обусловленного воздействием на РПК, из формулы (2) можно исключить. Однако и после полного засаливания межзёрненного пространства износ круга будет продолжаться, в частности, вследствие трения РПК о поверхность резания. Считая интенсивность этого естественного износа постоянной, минутные затраты на возмещение расхода алмазов при естественном износе круга определим по формуле, аналогичной (10):

$$E_m = \frac{4,4 \cdot 10^{-3} \cdot V_{лсч} K}{100} C_a \quad (19)$$

где $V_{лсч}$ - объём износившегося за 1 минуту алмазосносного слоя, мм³.

Себестоимость одной минуты алмазного шлифования с управлением параметрами РПК путём удаления засаленного слоя в случае, когда время обработки $\tau > \tau_{zac}$, составит

$$C_{см} = \mathcal{E}_{ом} + A_m + P_{тм} + \mathcal{E}_m + E_m \quad (20)$$

себестоимость одной минуты правки

$$C_{см пр} = \mathcal{E}_{ом} + A_m + P_{тм} + \mathcal{E}_{доп} \quad (21)$$

Себестоимость процесса обработки с учётом дополнительной правки за время $\tau_{общ} = \tau + \tau_{доп}$

$$C_{общ} = C_{см} \cdot \tau + C_{см пр} \cdot \tau_{доп} \quad (22)$$

После подстановки в (22) выражений для элементов себестоимости из формул (20) и (21), выполнения некоторых преобразований и выделения постоянных коэффициентов, формулу (22) можно записать следующим образом:

$$C_{общ} = a_1 \tau + b_1 \frac{\tau}{\tau_{zac}} - b_1 + a_2 \tau + b_2 \frac{\tau}{\tau_{zac}} - b_2 + a_3 \tau + b_3 \frac{\tau}{\tau_{zac}} - b_3 + \\ + a_4 \tau + b_4 \frac{\tau}{\tau_{zac}} - b_4 + a_5 \tau \cdot K_{ш} + b_5 \frac{\tau}{\tau_{zac}} + a_6 \tau,$$

где $a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6, b_1, b_2, b_3, b_4, b_5$ - постоянные коэффициенты, определяемые условиями шлифования.

Аналогично после подстановки в (2) выражений для слагаемых себестоимости шлифования с управлением параметрами РПК путём удаления засаженного слоя в случае, когда время обработки $\tau \leq \tau_{зас}$, составит

$$C_{шл} = a_1\tau + a_2\tau + a_3\tau + a_4\tau + a_5\tau \cdot K_{ш} + b_5 + b_6 \frac{\tau_{зас} - \tau}{\tau_{зас}}.$$

Значения постоянных коэффициентов рассчитываются по следующим формулам:

$$a_1 = \frac{P_c}{60} \cdot a \cdot b \cdot c, \quad a_2 = \frac{(C_{см} + C_{umm})H_a}{F_\delta \cdot K_3}, \quad a_3 = \frac{2,9K_M + 3,5K_3}{60 \cdot 100},$$

$$a_4 = (N_z + N_o)C_z, \quad a_5 = \frac{P_y \cdot V_k C_z}{\eta_{зв}}, \quad a_6 = \frac{4,4 \cdot 10^{-3} V_{acu} K \cdot C_a}{100},$$

$$b_1 = \frac{P_c \cdot a \cdot b \cdot c \cdot V_{зс max}}{60 \cdot 0,18 I_{ср max} U_{см}}, \quad b_2 = \frac{(C_{см} + C_{umm})H_a V_{зс max}}{0,18 F_\delta K_3 I_{ср max} U_{см}},$$

$$b_3 = \frac{(2,9K_M + 3,5K_3) V_{зс max}}{0,18 \cdot 60 \cdot 100 \cdot I_{ср max} U_{см}}, \quad b_4 = \frac{(N_z + N_o) C_z V_{зс max}}{0,18 I_{ср max} U_{см}},$$

$$b_5 = \frac{V_{зс max} C_z}{0,18 \cdot \eta_{umm} \cdot 10^3}, \quad b_6 = \frac{4,4 \cdot 10^{-3} V_{зс max} K \cdot C_a}{100},$$

где P_c - часовая тарифная ставка станочника соответствующего разряда, грн; a - коэффициент доплат в виде премии; b - коэффициент, учитывающий дополнительную заработную плату; c - коэффициент, учитывающий отчисления на социальные мероприятия; $C_{см}$ - первоначальная стоимость станка, грн; C_{umm} - первоначальная стоимость источника технологического тока, грн; H_a - норма амортизации, %; F_δ - действительный фонд времени работы станка, мин; K_3 - коэффициент загрузки станка во времени; K_M - категория ремонтной сложности механической части оборудования; K_3 - категория ремонтной сложности электрической части оборудования.

Таким образом, удельная себестоимость сошлифовывания 1 мм³ обрабатываемого материала при $\tau \leq \tau_{зас}$ описывается выражением вида

$$C_{шл} = \frac{a_1\tau + a_2\tau + a_3\tau + a_4\tau + a_5\tau \cdot K_{ш}(\tau) + b_5 + b_6 \frac{\tau_{зас} - \tau}{\tau_{зас}}}{V_M(\tau)}, \quad (23)$$

где $V_M(\tau)$ - объём сошлифованного материала, мм³; а при $\tau > \tau_{зас}$, поскольку

$$C_{шл} = \frac{C_{общ}}{V_M(\tau)},$$

следующим выражением:

$$C_{шл} = \frac{a_1\tau + b_1 \frac{\tau}{\tau_{зас}} - b_1 + a_2\tau + b_2 \frac{\tau}{\tau_{зас}} - b_2 + a_3\tau + b_3 \frac{\tau}{\tau_{зас}} - b_3 + \dots + a_4\tau + b_4 \frac{\tau}{\tau_{зас}} - b_4 + a_5\tau \cdot K_{ш}(\tau) + b_5 \frac{\tau}{\tau_{зас}} + a_6\tau}{V_M(\tau)}. \quad (24)$$

Время засаливания РПК находится по методике, изложенной в [4], а объём сошлифованного материала $V_M(\tau)$ - по рекомендациям [5]. Минимальная удельная себестоимость обработки определяется при решении уравнений (23) и (24) на ЭВМ численным способом. Полученное таким путём оптимальное время обновления РПК позволяет определить оптимальные режимы электроэрозионных управляющих воздействий на РПК, соответствующие наиболее эффективному использованию материальных и энергетических ресурсов при реализации технологического процесса шлифования.

Список литературы: 1. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис. ... докт. техн. наук. - Харьков, 1996. - 48 с. 2. Экономическое обоснование выбора алмазного круга/ М.Ф.Семко, М.Д.Узунян, Э.П.Юфа. - Харьков: Прапор, 1971. - 100 с. 3. Электроимпульсная обработка металлов/ А.Л.Лившиц, А.Т.Кравец, И.С.Рогачев, А.Б.Сосенко. - М.: Машиностроение, 1967. - 296 с. 4. Матюха П.Г., Полтавец В.В., Гринёв А.А. Вклад процессов засаливания межзёрненного пространства и изнашивания алмазных зёрен в ухудшение режущей способности круга при шлифовании по упругой схеме/ Прогрессивные технологии и системы в машиностроении. Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1999. - Вып. 7. - С. 117-121. 5. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Расчет количества удалённого материала при шлифовании по упругой схеме/ Прогрессивные технологии и системы в машиностроении. Международный сб. научных трудов: Специальный выпуск. - Материалы V Международной научно-технической конференции "Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века" в г. Севастополе 8 - 11 сентября 1998 г. В 3-х томах. Т. 2. - Донецк: ДонГТУ, 1998. - Вып. 6. - С. 206-207.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ МУФТ С УЧЕТОМ ИЗНОСА И РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАГРУЗКИ МЕЖДУ ЗУБЬЯМИ

Польченко В.В., Сурело М.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The methodic for definition increased longevity tooth-type coupling with modified teeth.

Оценка долговечности зубчатых муфт, применяемых для соединения несоосных валов, представляет интерес при проектировании и эксплуатации их. Срок службы муфты T в час может быть определен по формуле

$$T = S_u / (60 hn) \quad (1)$$

где S_u – допустимый линейный износ зубьев втулки, мм; n – частота вращения муфты, об/мин; h – линейный износ за один оборот муфты, мм;

Линейный износ h получен решением контактных задач, исследованием кинематики относительного перемещения зубьев и пути трения максимально нагруженных точек зуба втулки [1].

В производственной практике зубчатые муфты выбраковывают, когда износ зубьев достигает величины $(0,1 \dots 0,15) \pi m$, где m – модуль зацепления. Во многих случаях такой критерий является заниженным. Исследования величин износа муфт, работающих в производственных условиях, показали, что муфты не теряют прочности при износе, достигающем 30...50% толщины зуба. Это объясняется уменьшением податливости зубьев при износе и благоприятным распределением нагрузки между зубьями. Допустимый износ зубьев муфты необходимо устанавливать в соответствии с условиями работы муфты и качеством поверхностного слоя зубьев.

Если при изготовлении муфт на зубьях создан качественно отличающийся от основного материала поверхностный слой (закалка ТВЧ, цементирование, азотирование, ППД и т.п.), то допустимая величина износа должна приниматься равной толщине этого слоя. После износа такого слоя в работу вступят слои основного материала, имеющие меньшие прочностные характеристики. При этом вид износа изменится и катастрофически увеличится. Благоприятное распределение нагрузки между зубьями, вызванное увеличением податливости, будет играть второстепенную роль.

При объемной термообработке, когда качество материала зубьев имеет одинаковые характеристики во всех сечениях, вид и темп износа сохраняется постоянным и на допустимую величину износа оказывает существенное влияние распределение нагрузки между изношенными зубьями.

При определении допустимой величины износа S_u принято следую-

щее положение. Вследствие износа зубьев увеличивается их податливость, что приводит к уменьшению нагрузки на зубья. Напряжения в корне зуба уменьшаются. Такое положение сохраняется до определенной критической толщины зубьев, при которой происходит увеличение напряжения в корне зуба и его поломка. Следовательно, износ зубьев допустим до момента, когда изгибные натяжения не превышают расчетных, т.е. при условии

$$\sigma_1 / \sigma_2 = 1 \quad (2)$$

где σ_1 и σ_2 соответственно изгибные напряжения в новой и изношенной муфте.

На основании гипотезы А.В. Верховского о неискривляемости при изгибе ломаных сечений, нормальных переходной кривой у основания зуба, изгибные напряжения определяются по зависимости

$$\sigma = P / (mby), \quad (3)$$

где P – нагрузка на зуб, b – ширина зуба, y – коэффициент формы зуба при расчете на излом по местным напряжениям зубьев из анизотропного материала.

Коэффициент y является геометрической характеристикой зубьев и уменьшается при износе зубьев. Так как m и b являются постоянными величинами, то изгибные напряжения в корне зуба определяются отношением нагрузки и размерами зуба. С учетом (2) и (3) получим

$$P_1 y_2 / (P_2 y_1) = 1 \quad (4)$$

Нагрузка P_1 на зуб на оси наибольших перекосов без учета погрешностей изготовления для новой муфты равна [2]

$$P_1 = K_i \cdot R_0 \cdot \omega^2 \sin^2 \varphi_{k1} / (2 \delta_{\Sigma 1} \sin \alpha), \quad (5)$$

где $K_i = C_i / C_0$ – коэффициент, учитывающий изменение жесткости при изменении угла положения зуба; C_i – жесткость i – того зуба; C_0 – жесткость зуба на оси наибольших перекосов; $\delta_{\Sigma 1}$ – полное перемещение обыкновенной точки поверхности зуба от единичной нагрузки; R_0 – радиус бочкообразности зубьев; ω – угол перекоса сопрягаемых валов, φ_k – угол зоны контакта зубьев; α – угол зацепления.

Для изношенной муфты P_2 равно

$$P_2 = K_i \cdot R_0 \cdot \omega^2 \sin^2 \varphi_{k2} / (2 \delta_{\Sigma 2} \sin \alpha) \quad (6)$$

С учетом (4), (5) и (6) получим

$$\delta_{\Sigma 2} \sin^2 \varphi_{k1} y_2 / (\delta_{\Sigma 1} \sin^2 \varphi_{k2} y_1) = 1 \quad (7)$$

Так как коэффициент формы зуба y представляет собой геометрическую характеристику зуба, то можно принять, что

$$y_2 / y_1 = S_1 / S_2, \quad (8)$$

где S_1 и S_2 – соответственно толщина зуба новой и изношенной муфты.

Тогда

$$\delta_{\Sigma 2} \sin^2 \varphi_{k1} S_1 / (\delta_{\Sigma 1} \sin^2 \varphi_{k2} S_2) = 1 \quad (9)$$

Существует определенная закономерность, связывающая отношения $\delta_{\Sigma 2}/\delta_{\Sigma 1}$ и S_1/S_2 .

Для выявления указанных закономерностей проведен эксперимент, в котором фиксировались изменения податливости зубьев и изгибных напряжений при изменении толщины зубьев.

Экспериментальная зубчатая муфта имела втулку с двумя диаметрально-противоположными зубьями $m = 3$ (рис. 1). Обойма и втулка выполнялись из оргстекла. Один зуб втулки имел на торце прослойку из оптически активного материала толщиной 1 мм, позволяющую определять изгибные напряжения методом фото-упругости в условных делениях компенсатора. Деформация зубьев δ_{Σ} измерялась индикатором часового типа с ценой деления 0,005 мм.

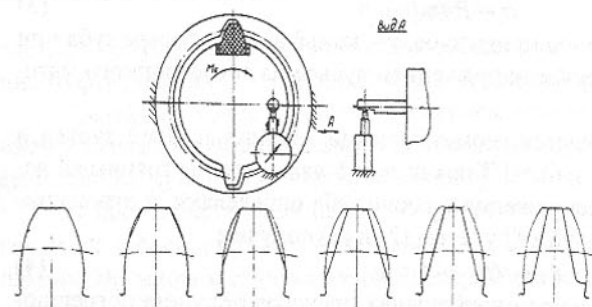


Рис. 1. Схема эксперимента.

Анализ геометрии изношенных зубьев муфты показал, что в процессе износа они приобретают в поперечном сечении треугольный профиль.

Такая геометрия экспериментальных зубьев обеспечивалась

шлифованием их на заточном станке ЗА64. В таблице 1 приведены значения толщины зубьев и соответствующие им деформации и изгибные напряжения.

Таблица 1. Деформации зубьев и изгибные напряжения от толщины зубьев

№ эксперимента	Толщина зуба, S мм	Деформация зуба, δ_{Σ} , мм	Изгибные напряжения σ в условных делениях компенсатора
1	8,80	0,096	69,4
2	7,80	0,115	73,2
3	6,70	0,125	92,9
4	6,00	0,135	100,0
5	5,25	0,153	118,4
6	4,40	0,140	150,0
7	3,5	0,185	164,3

В таблице 2 приведены относительные значения толщины зуба, деформаций и изгибных напряжений к полной толщине зуба.

Таблица 2. Относительные значения толщины зубьев, деформаций и изгибных напряжений.

№ эксперимента	$S_d = S_1/S_2$	$K_d = \delta_{\Sigma 2}/\delta_{\Sigma 1}$	δ_1/δ_2
1	1,00	1,00	1,00
2	1,13	1,18	1,05
3	1,31	1,29	1,34
4	1,46	1,39	1,50
5	1,67	1,58	1,71
6	2,00	1,44	2,16
7	2,51	1,91	2,50

Графические зависимости, построенные по результатам таблиц 1 и 2 позволяют предполагать между δ_1/δ_2 и S_1/S_2 линейную зависимость. Обработка экспериментальных данных позволила получить экспериментальную зависимость

$$\delta_1/\delta_2 = 0,5772 + 0,5189 S_1/S_2 \quad (10)$$

Полученное выражение (10) совместно с (9) дают возможность получить формулу для определения допустимой толщины зуба зубчатой муфты, обеспечивающей необходимую прочность зуба на излом:

$$S_u = S_2 = 1,18 S_1 \sin \varphi_{k1} / (\sqrt{0,25 \sin^2 \varphi_{k1} + 2,36 \sin^2 \varphi_{k2}} - 0,51 \sin \varphi_{k1}) \quad (11)$$

Этот критерий объективно отражает условия работы муфты по сравнению с допустимой величиной износа определяемой зависимостью $(0,1 \dots 0,15) \pi m$, т.к. он учитывает уровень нагрузки на зубья муфты при передаче крутящего момента.

Список литературы: 1. Польшенко В.В., Михайлов А.Н. Износ в зубчатых муфтах. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Сб. научных трудов.- Донецк: ДонГТУ, 1997. Выпуск 4.- С. 131-135. 2. Польшенко В.В. К расчету зубчатых муфт на долговечность // Теория и практика расчетов деталей машин на износ.- М.: Наука, 1983.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ γ -АЛЮМИНИДА ТИТАНА ПОЛУЧЕННОГО ЭЛЕКТРОШЛАКОВОЙ ТЕХНОЛОГИЕЙ, МЕТОДАМИ ПОРОШКОВОЙ МЕТАЛЛУРГИИ.

Рябцев А. Д., Троянский А.А., Пашинский В.В., (ДонГТУ, Украина),
Бенц М.Дж. (Дженерал Электрик, Центр исследования и развития, США)

The possibility of producing of γ -titanium aluminide parts by the method of

powder metallurgy was investigated. The powder of γ -titanium aluminide was obtained by the electroslog technology with following desintegration. The technological scheme of vacuum sintering under high pressure was proposed. Obtained material has high resistance to high-temperature gas oxidation.

Интерметаллиды таких металлов, как Al, Ti, Ni обладают целым рядом уникальных характеристик, таких как коррозионная стойкость, стойкость к высокотемпературному окислению, высокий модуль упругости в сочетании с малым удельным весом, высокой удельной прочностью и жаропрочностью. Для некоторых применений материалы этого типа обеспечивают значительно более высокий комплекс свойств, чем традиционные сплавы на Cr-Ni и Cr-Ni-Co основе. В числе областей применения материалов следует назвать, прежде всего, авиакосмическую промышленность, автомобилестроение, энергетику, двигатели внутреннего сгорания [1,2]. Наиболее интересными в этом отношении являются сплавы на основе эквивалентного алюминидов титана (γ TiAl) и Ti₃Al. Впервые в литературе он упоминается более 40 лет назад, однако технологические трудности их получения и обработки не позволяли рассматривать их с точки зрения практического применения. Технологический прогресс в течение последних 5-6 лет позволил снять некоторые ограничения, и наблюдается резкое увеличение числа публикаций, посвященных материалам этого типа. Учитывая, что материал имеет значительный интерес для оборонной промышленности, имеющиеся публикации носят крайне ограниченный характер и практически не содержат не только технологических подробностей, но и систематизированных теоретических данных о взаимосвязи структуры и свойств, влиянии химического состава и режима обработки. Проведение собственных исследований является единственной возможностью получения научной и практически значимой информации.

γ -алюминид титана является материалом с низкой пластичностью (относительное удлинение при растяжении находится в пределах 0,5-1% по данным различных исследований), что сужает сферу его применения как конструкционного материала. Поэтому в настоящее время основные усилия исследователей направлены на получение материалов с более высокими показателями пластичности. Наибольший прогресс достигнут на пути оптимизации содержания алюминия в материале и его дополнительного легирования. Наилучшие пластические характеристики получены в материалах, содержащих 46-48%(ат.) алюминия и дополнительно легированных такими элементами, как Cr, V, Nb. Однако повышение пластичности в таких материалах связано с формированием сложной двухфазной структуры, включающей зерна γ -фазы и участки с мелкодисперсной смесью γ и α_2 фаз пластинчатого строения, что отрицательно сказывается на стойкости

материала к высокотемпературному окислению, а появление в структуре α_2 фазы снижает также и жаропрочность.

В настоящей работе предложен иной путь получения материалов на базе γ -алюминидов титана и выполнено его экспериментальное опробование.

Предлагаемая схема получения материала включает следующие основные стадии:

- производство γ -алюминидов титана методом электрошлакового переплава (ЭШП);
- полученного порошкообразного материала;
- изготовление готовых изделий методами порошковой металлургии.

Получение исходной заготовки требуемого химического состава, обладающей высокой однородностью и не имеющей значительных колебаний по фазовому составу позволит решить проблемы производства изделий из алюминидов титана, а использование современных технологий порошковой металлургии даст возможность получать изделия из малопластичных материалов сложной формы, с низкой пористостью (менее 0,1% объемн.) и высокой прочностью. При этом может быть использован порошок однофазного γ -алюминидов титана, который обладает высокой жаростойкостью и жаропрочностью.

Для получения γ -алюминидов титана был использован технологический вариант ЭШП- ЭШП в атмосфере инертного газа под "активными" кальцийсодержащими шлаками.

Составные титан-алюминиевые расходные электроды переплавляли в водоохлаждаемый кристаллизатор 115 мм в диаметре и 450 мм высотой в атмосфере аргона под шлаком состоящим из "чистого" фтористого кальция и металлического кальция. В результате переплава получали слитки диаметром 111 мм. и высотой 110 мм.

Соотношение компонентов расходного электрода подбиралось таким образом, чтобы получаемый материал представлял собой однофазный γ -алюминид титана. Рентгеноструктурный фазовый анализ показал, что кроме указанной фазы материал содержал небольшое количество (около 1% по объему) высокоалюминиевой фазы TiAl₃. Структурно включения этой фазы представляли пластинчатые или стержневидные кристаллы, локализованные на стыках дендритов γ -алюминидов титана. Поскольку материал предназначался для измельчения с последующей обработкой методами порошковой металлургии, то первичная структура слитка после ЭШП не оказывала существенного влияния на характеристики материала после обработки.

Поскольку однофазный γ -алюминид титана должен обладать высокой стойкостью к газовой коррозии, были проведены исследования темпе-

ратурных и временных параметров окисления при температурах, соответствующих интервалу температур эксплуатации. Нагрев образцов производился в воздушной среде в интервале температур 873-1173 К. Рост окисной пленки оценивался весовым методом по приросту массы образцов.

Особенности окисления материалов системы Ti-Al заключаются в следующем. Во время окисления γ -алюминидов титана на первой стадии происходит образование сплошной пленки оксида Al_2O_3 . Эта пленка при предельно малой скорости образования имеет логарифмический закон роста и является защитной вплоть до 1200°C. При окислении γ -сплавов на воздухе, быстрее образовывается смешанная окалина Al_2O_3/TiO_2 , чем непрерывная Al_2O_3 . Эта смешанная окалина сохраняет защитные свойства примерно до температур 750-800°C. Однако из-за того, что TiO_2 имеет большую скорость роста, чем Al_2O_3 , смешанная окисная пленка является менее устойчивой, чем пленка оксида алюминия. Оксид титана (TiO_2) может действовать, как короткий путь движения O_2/N_2 вглубь сплава во время высокотемпературной выдержки на воздухе. Это ускоряет процессы роста оксидного слоя и может привести к охрупчиванию сплава и понижению некоторых механических свойств из-за диффузии азота и кислорода воздуха во внутренние слои изделия.

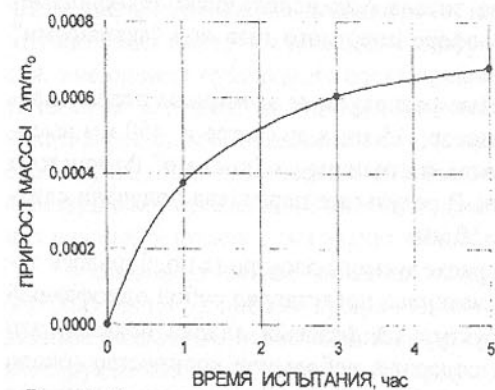


Рис. 1. Прирост массы образца при температуре испытания 1073 К.

Результаты оценки стойкости к окислению приведены на Рис. 1 и Рис. 2.

Как видно из Рис. 1, скорость окисления со временем уменьшается, что соответствует литературным данным о формировании защитных окисных пленок. Изучение температурной зависимости скорости окисления позволило получить количественные данные о влиянии температуры на скорость окисления, приведенные в Табл. 1.

Таблица 1. Влияние температуры на прирост массы образца при окислении.

Температура, °C	Температура, К	$1/T \cdot 10^{-3}$	$\log(\Delta m/m)$
600	873	1.14	-3.5343
800	1073	0.932	-3.1849
900	1173	0.852	-2.9502

Поскольку рост защитных окисных пленок контролируется диффузионными процессами, общий вид температурной зависимости скорости окисления описывается экспоненциальной зависимостью

$$V_T = V_0 \cdot \exp(-Q/RT) \quad (1)$$

где: V_T - скорость окисления при заданной температуре;

V_0 - предэкспоненциальный множитель;

Q - энергия активации процесса окисления;

R - универсальная газовая постоянная;

T - температура процесса.

По данным таблицы 1 можно оценить значение величины энергии активации Q . После логарифмирования уравнения (1) получаем

$$\log(V_T) = Q \cdot \log(V_0) \cdot (1/(2,303 \cdot R \cdot T)) \quad (2)$$

Величина Q характеризует тангенс наклона прямой в координатах: $\log(V_T)$ - $1/T$. Учитывая, что при постоянных геометрических параметрах образца прирост массы прямо пропорционален скорости окисления, величину Q можно оценить по данным, приведенным в таблице 1. График зависимости (2) приведен на рисунке 2.

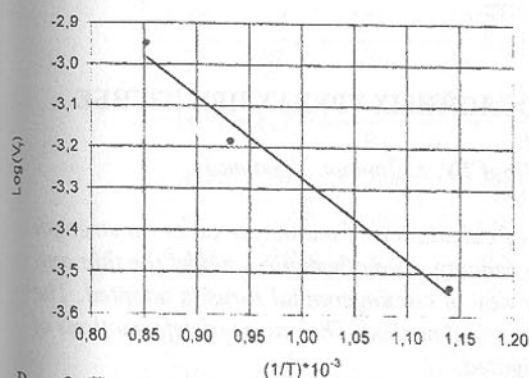


Рис. 2. Температурная зависимость скорости окисления

температурах.

Для оценки возможности формирования изделия из γ -алюминидов титана было выполнено опробование технологии получения компактных образцов из порошкового материала методом вакуумного спекания. Измельчение проводилось путем дробления заготовки в виброистирателе и последующем измельчении порошка в мельницах барабанного типа. Средний размер частиц после помола находился в пределах 5 - 7 мкм. Из порошка путем обжаривания изготовили пластины $3 \times 10 \times 40$ мм, которые подвергли высокотемпературному спеканию при температурах 1260 - 1400 °C в вакууме 10^{-3} мм. рт.ст. Исследования показали, что для получения качественного

Рассчитанное значение энергии активации находится в пределах 380-390 КДж/моль, что существенно (в 2 - 3 раза) превышает значения энергии активации диффузии в металлических материалах. Это подтверждает большие потенциальные возможности γ -алюминидов титана как материала для работы в окислительных средах при высоких тем-

материала необходимо повышение степени разрежения до 10^{-4} мм. рт.ст. и использование технологии горячего вакуумного прессования при удельных давлениях 100-500 кгс/см². В этом случае обеспечивается получение материала с плотностью, близкой к расчетной и пористостью не более 0,5% (об.). В настоящее время проводится отработка оптимальных режимов горячего вакуумного прессования.

Таким образом, в результате проведенной работы показана принципиальная возможность изготовления изделий из γ -алюминидов титана полученного электрошлаковой технологией, методами порошковой металлургии. Предложена технологическая схема вакуумного горячего прессования порошкового материала, обеспечивающая получение изделий с низкой пористостью, подтверждены данные о высокой стойкости материала к окислению в высокотемпературных газовых средах.

Список литературы: 1. Abstract booklet. The 9th Conference on Titanium. 7-11 June 1999, Saint-Petersburg, Russia. 2. Титановые сплавы. Металловедение титана и его сплавов. Белов С.П., Брун М.Я., Глазунов С.Г., и др. - Москва, Металлургия, 1992 год-352 стр.

ДЕФОРМАЦИИ В МНОГОСЛОЙНЫХ ТРУБАХ ПРИ ИЗГИБЕ

Савенков В.Н. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In the given article the technique of calculation of multilayer tubes on strength and rigidity is esteemed at a clean bending. As mathematical model the thin anisotropic shell of revolution by the way of circumferential torus is adopted. The calculation is conducted by the numerical method. The nature of deformations of concrete designs of tubes is investigated.

В расчетных моделях многослойные трубы могут быть представлены многослойными оболочками с различными свойствами материалов слоев. В целом пакет слоев такой оболочки обладает анизотропными свойствами.

В настоящее время разработано несколько общих методов расчета анизотропных оболочек [1]. Однако ни один из них не позволяет учесть в расчетах свойства большого многообразия реальных изделий. Поэтому общие методы расчета оболочек должны быть доведены до конкретных конструкций.

В качестве одной из расчетных моделей многослойных комбинированных труб принята теория анизотропных оболочек [2]. В работах [3], [4] изложена методика расчета труб с прямолинейной осью.

В данной статье рассматривается методика расчета многослойных труб на прочность и жесткость при изгибе.

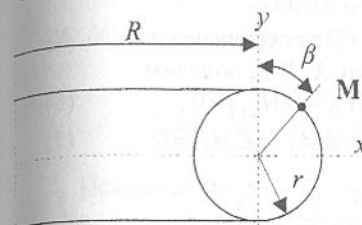


Рис. 1. Расчетная схема торондальной оболочки

В качестве исходной модели изогнутой трубы принята тонкая анизотропная оболочка вращения в виде кругового тора (рис. 1).

Расчет ведется численным методом по специально разработанной программе.

Система разрешающих дифференциальных уравнений получена из уравнений равновесия и уравнений неразрывности.

Для элемента произвольной оболочки в окрестности точки M (рис. 2) уравнения равновесия имеют следующий вид [2]:

$$\frac{\partial BT_1}{\partial \alpha} - \frac{\partial B}{\partial \alpha} T_2 + \frac{\partial AS_{21}}{\partial \beta} + \frac{\partial A}{\partial \beta} S_{12} + ABk_1 N_1 = -ABX; \quad (1)$$

$$\frac{\partial AT_2}{\partial \beta} - \frac{\partial A}{\partial \beta} T_1 + \frac{\partial BS_{12}}{\partial \alpha} + \frac{\partial B}{\partial \alpha} S_{21} + ABk_2 N_2 = -ABY; \quad (2)$$

$$-(k_1 T_1 + k_2 T_2) + \frac{1}{AB} \left(\frac{\partial BN_1}{\partial \alpha} + \frac{\partial AN_2}{\partial \beta} \right) = -Z; \quad (3)$$

$$\frac{\partial BM_1}{\partial \alpha} + \frac{\partial AH_{21}}{\partial \beta} + \frac{\partial A}{\partial \beta} H_{12} - \frac{\partial B}{\partial \alpha} M_2 = ABN_1; \quad (4)$$

$$\frac{\partial AM_2}{\partial \beta} + \frac{\partial BH_{12}}{\partial \alpha} + \frac{\partial B}{\partial \alpha} H_{21} - \frac{\partial A}{\partial \beta} M_1 = ABN_2, \quad (5)$$

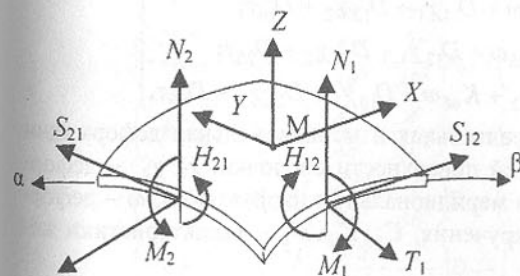


Рис. 2. Внутренние усилия и внешние поверхностные нагрузки в оболочке.

где α, β — криволинейные координаты (рис. 2); A, B — параметры Ламе; k_1, k_2 — главные кривизны; $T_1, T_2, N_1, N_2, S_1, S_2, M_1, M_2, H_{12}, H_{21}$ — внутренние усилия, действующие на единичный элемент оболочки; X, Y, Z — интенсивности внешних поверхностных нагрузок.

Для рассматриваемой оболочки враще-

ния двумерная задача расчета сведена к одномерной. При этом в качестве внешней нагрузки принят изгибающий момент, приложенный к концам трубы и вызывающий в ней деформацию чистого изгиба.

Исключив из уравнений равновесия (1) — (3) поперечные силы N_1, N_2 и приняв равными нулю поверхностные нагрузки X, Y, Z , получим

$$A'S_{21} + AS'_{21} + A'S_{12} + k_1(2A'H_{21} + AH'_{21}) = 0; \quad (6)$$

$$A'T_2 + AT'_2 - A'T_1 + k_2(A'M_2 + AM'_2 - A'M_1) = 0; \quad (7)$$

$$-k_1T_1 - k_2T_2 - \left[\frac{(A')^2}{A^2B^2} + \left(\frac{1}{AB} \right)' \frac{A'}{B} + \frac{A''}{AB^2} \right] (M_1 - M_2) - \frac{1}{AB^2} A'M'_1 + \left[\frac{3A'}{AB^2} + \left(\frac{1}{AB} \right)' \frac{1}{B} A \right] M'_2 + \frac{1}{AB^2} AM''_2 = 0. \quad (8)$$

Здесь одним и двумя штрихами при отдельных величинах и выражениях обозначены соответственно их первые и вторые производные по координате β .

Внутренние усилия в уравнениях (6-8) связаны с деформациями физическими соотношениями [2]

$$\left. \begin{aligned} T_1 &= C_{11}\varepsilon_1 + C_{12}\varepsilon_2 + C_{16}\omega + K_{11}\chi_1 + K_{12}\chi_2 + K_{16}\tau; \\ T_2 &= C_{12}\varepsilon_1 + C_{22}\varepsilon_2 + C_{26}\omega + K_{12}\chi_1 + K_{22}\chi_2 + K_{26}\tau; \\ S_{12} &= C_{16}\varepsilon_1 + C_{26}\varepsilon_2 + C_{66}\omega + K_{16}\chi_1 + K_{26}\chi_2 + K_{66}\tau + \\ &\quad k_2(K_{16}\varepsilon_1 + K_{26}\varepsilon_2 + K_{66}\omega + D_{16}\chi_1 + D_{26}\chi_2 + D_{66}\tau); \\ S_{21} &= C_{16}\varepsilon_1 + C_{26}\varepsilon_2 + C_{66}\omega + K_{16}\chi_1 + K_{26}\chi_2 + K_{66}\tau + \\ &\quad k_1(K_{16}\varepsilon_1 + K_{26}\varepsilon_2 + K_{66}\omega + D_{16}\chi_1 + D_{26}\chi_2 + D_{66}\tau); \\ M_1 &= K_{11}\varepsilon_1 + K_{12}\varepsilon_2 + K_{16}\omega + D_{11}\chi_1 + D_{12}\chi_2 + D_{16}\tau; \\ M_2 &= K_{12}\varepsilon_1 + K_{22}\varepsilon_2 + K_{26}\omega + D_{12}\chi_1 + D_{22}\chi_2 + D_{26}\tau; \\ H_{12} &= H_{21} = K_{16}\varepsilon_1 + K_{26}\varepsilon_2 + K_{66}\omega + D_{16}\chi_1 + D_{26}\chi_2 + D_{66}\tau, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ — соответственно параллельная и меридиональная деформации растяжения-сжатия координатной поверхности оболочки; χ_1, χ_2 — деформации изгиба в параллельном и меридиональном направлении; ω — деформация сдвига; τ — деформация кручения; C_{ij}, K_{ij}, D_{ij} — характеристики жесткости пакета слоев оболочки.

Уравнения неразрывности [2] для рассматриваемой оболочки приняты в следующем виде:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{A}{2}\tau' - A'\tau + k_2A'\omega + k_1[A\omega' + A'\omega] &= 0; \\ A\chi'_1 + A'(\chi_1 - \chi_2) + k_2[-A\varepsilon'_1 - A'(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)] &= 0; \\ k_2\chi_1 + k_1\chi_2 + \frac{1}{AB} \left\{ \left(\frac{1}{AB} \right)' [A\varepsilon'_1 + A'(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)] \right\} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Исключая из (6), (7), (8) внутренние усилия $T_1, T_2, N_1, N_2, S_1, S_2, M_1, M_2, H_{12}, H_{21}$ с помощью соотношений (9), получим следующие три разрешающих уравнения:

$$\begin{aligned} &\{A[2C_{16} + (3k_1 + k_2)K_{16}] + Ak'_1K_{16}\}\varepsilon'_1 + \\ &+ \{A[2C_{26} + (3k_1 + k_2)K_{26}] + Ak'_1K_{26}\}\varepsilon'_2 + \\ &+ \{A[2C_{66} + (3k_1 + k_2)K_{66}] + Ak'_1K_{66}\}\omega' + \\ &+ \{A[2K_{16} + (3k_1 + k_2)D_{16}] + Ak'_1D_{16}\}\chi'_1 + \\ &+ \{A[2K_{26} + (3k_1 + k_2)D_{26}] + Ak'_1D_{26}\}\chi'_2 + \\ &+ \{A[2K_{66} + (3k_1 + k_2)D_{66}] + Ak'_1D_{66}\}\tau' + \\ &+ A[C_{16} + 2k_1K_{16}]\varepsilon'_1 + A[C_{26} + 2k_1K_{26}]\varepsilon'_2 + A[C_{66} + 2k_1K_{66}]\omega' + \\ &+ A[K_{16} + 2k_1D_{16}]\chi'_1 + A[K_{26} + 2k_1D_{26}]\chi'_2 + A[K_{66} + 2k_1D_{66}]\tau' = 0; \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} &A'_1\{C_{12} - C_{11} + k_2(K_{12} - K_{11})\}\varepsilon'_1 + A'_1\{C_{22} - C_{12} + k_2(K_{22} - K_{12})\}\varepsilon'_2 + \\ &+ A'_1\{C_{26} - C_{16} + k_2(K_{26} - K_{16})\}\omega' + A'_1\{K_{12} - K_{11} + k_2(D_{12} - D_{11})\}\chi'_1 + \\ &+ A'_1\{K_{22} - K_{12} + k_2(D_{22} - D_{12})\}\chi'_2 + A'_1\{K_{26} - K_{16} + k_2(D_{26} - D_{16})\}\tau' + \\ &+ A\{C_{12} + k_2K_{12}\}\varepsilon'_1 + A\{C_{22} + k_2K_{22}\}\varepsilon'_2 + \\ &+ A\{C_{26} + k_2K_{26}\}\omega' + A\{K_{12} + k_2D_{12}\}\chi'_1 + \\ &+ A\{K_{22} + k_2D_{22}\}\chi'_2 + A\{K_{26} + k_2D_{26}\}\tau' = 0; \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} &\left(-k_1C_{11} - k_2C_{12} + \left(\frac{A'B'}{AB^3} - \frac{A''}{AB^2} \right) K_{11} + \left(-\frac{A'B'}{AB^3} + \frac{A''}{AB^2} \right) K_{12} \right) \varepsilon'_1 + \\ &\left(-k_1C_{12} - k_2C_{22} + \left(\frac{A'B'}{AB^3} - \frac{A''}{AB^2} \right) K_{12} + \left(-\frac{A'B'}{AB^3} + \frac{A''}{AB^2} \right) K_{22} \right) \varepsilon'_2 + \\ &\left(-k_1C_{16} - k_2C_{26} + \left(\frac{A'B'}{AB^3} - \frac{A''}{AB^2} \right) K_{16} + \left(-\frac{A'B'}{AB^3} + \frac{A''}{AB^2} \right) K_{26} \right) \omega' + \\ &\left(-k_1K_{11} - k_2K_{12} + \left(\frac{A'B'}{AB^3} - \frac{A''}{AB^2} \right) D_{11} + \left(-\frac{A'B'}{AB^3} + \frac{A''}{AB^2} \right) D_{12} \right) \chi'_1 + \\ &\left(-k_1K_{12} - k_2K_{22} + \left(\frac{A'B'}{AB^3} - \frac{A''}{AB^2} \right) D_{12} + \left(-\frac{A'B'}{AB^3} + \frac{A''}{AB^2} \right) D_{22} \right) \chi'_2 + \\ &\left(-k_1K_{16} - k_2K_{26} + \left(\frac{A'B'}{AB^3} - \frac{A''}{AB^2} \right) D_{16} + \left(-\frac{A'B'}{AB^3} + \frac{A''}{AB^2} \right) D_{26} \right) \tau' + \\ &+ \left[-\frac{A'}{AB^2} K_{11} + \left(-\frac{B'}{B^3} + \frac{2A'}{AB^2} \right) K_{12} \right] \varepsilon'_1 + \left[-\frac{A'}{AB^2} K_{12} + \left(-\frac{B'}{B^3} + \frac{2A'}{AB^2} \right) K_{22} \right] \varepsilon'_2 + \end{aligned} \quad (13)$$

$$+ \left[-\frac{A'}{AB^2} K_{16} + \left(-\frac{B'}{B^3} + \frac{2A'}{AB^2} \right) K_{26} \right] \omega' + \left[-\frac{A'}{AB^2} D_{11} + \left(-\frac{B'}{B^3} + \frac{2A'}{AB^2} \right) D_{12} \right] \chi_1' +$$

$$+ \left[-\frac{A'}{AB^2} D_{12} + \left(-\frac{B'}{B^3} + \frac{2A'}{AB^2} \right) D_{22} \right] \chi_2' + \left[-\frac{A'}{AB^2} D_{16} + \left(-\frac{B'}{B^3} + \frac{2A'}{AB^2} \right) D_{26} \right] \tau' +$$

$$+ \frac{1}{B^2} (K_{12} \varepsilon_1'' + K_{22} \varepsilon_2'' + K_{26} \omega'' + D_{12} \chi_1'' + D_{22} \chi_2'' + D_{26} \tau'') = 0.$$

В полученных уравнениях неизвестными являются деформации ε_1 , ε_2 , ω , χ_1 , χ_2 , τ .

Три уравнения неразрывности (10) дополняют систему шести разрешающих дифференциальных уравнений второго порядка.

Граничные условия приняты в интегральном виде для всего контура оболочки в меридиональном сечении: внутренние усилия в поперечном сечении трубы в целом соответствуют чистому изгибу. Для декартовой системы координат x , y , z , где x , y — оси в плоскости поперечного сечения трубы (рис. 1), граничные условия имеют вид

$$\left. \begin{aligned} N &= \int_0^{2\pi} T_1 r d\beta = 0; & M_x &= \int_0^{2\pi} (T_1 r + M_1) \cos \beta r d\beta = 0; \\ Q_x &= \int_0^{2\pi} (N_1 \sin \beta + S_{12} \cos \beta) r d\beta = 0; & M_y &= \int_0^{2\pi} (T_1 r + M_1) \sin \beta r d\beta = M_u; \\ Q_y &= \int_0^{2\pi} (N_1 \cos \beta - S_{12} \sin \beta) r d\beta = 0; & M_z &= \int_0^{2\pi} (H_{12} + S_{12} r) r d\beta = 0; \end{aligned} \right\} (11)$$

Решение системы разрешающих уравнений ведется численным методом в конечных разностях. Для этого составлена программа для ПЭВМ на языке Turbo Pascal.

Программа позволяет рассчитывать деформации, перемещения и напряжения в многослойной трубе при больших перемещениях. Это достигается поэтапным нагружением трубы изгибающим моментом до предельно возможного значения с учетом изменения геометрических параметров оболочки.

Начальные значения принимаются для следующих параметров координатной поверхности: r — радиус меридионального круга; R — радиус круга в параллельном сечении, совпадающего с изогнутой осью трубы; параметры Ламе $A = R \sin \beta$, $B = r$; главные кривизны

$$k_1 = \frac{\sin \beta}{R + r \sin \beta}; \quad k_2 = \frac{1}{r}.$$

Задаются также структура и механические свойства материалов слоев, по которым определяются характеристики жесткости C_{ij} , K_{ij} , D_{ij} пакета слоев трубы [3]. В конце очередного шага расчета вычисляются дефор-

мации и перемещения в узловых точках, по которым определяются их новые координаты, а также главные кривизны и параметры Ламе.

Программа позволяет исследовать напряженно-деформированное состояние труб различной конструкции при больших перемещениях. Представляют интерес общие закономерности, которые можно проследить на примере однослойной трубы из изотропного материала.

Выполнен расчет однослойной стальной трубы с внутренним диаметром 125 мм и толщиной стенки 6 мм. Для однослойной изотропной оболочки характеристики жесткости определяются следующим образом:

$$C_{11} = C_{22} = \frac{E\delta}{1-\nu^2}; \quad C_{66} = \frac{E\delta}{2(1+\nu)}; \quad C_{12} = \frac{\nu E\delta}{1-\nu^2};$$

$$D_{11} = D_{22} = \frac{E\delta^3}{12(1-\nu^2)}; \quad D_{66} = \frac{E\delta^3}{24(1-\nu^2)}; \quad D_{12} = \frac{\nu E\delta^3}{12(1-\nu^2)};$$

$$C_{16} = C_{26} = D_{16} = D_{26} = K_{11} = K_{22} = K_{12} = K_{66} = K_{16} = K_{26} = 0,$$

где E — модуль Юнга, δ — толщина оболочки, ν — коэффициент Пуассона.

В расчете принято: $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, $\delta = 6$ мм, $\nu = 0,3$. Характеристики жесткости трубы приведены в таблице 1.

Таблица 1. Характеристики жесткости однослойной стальной трубы

C_{ij} , Н/мм	K_{ij} , Н	D_{ij} , Н·мм
$C_{11}=439560$	$K_{11}=0$	$D_{11}=146520$
$C_{22}=439560$	$K_{22}=0$	$D_{22}=146520$
$C_{12}=131868$	$K_{12}=0$	$D_{12}=43956$
$C_{66}=153846$	$K_{66}=0$	$D_{66}=51282$
$C_{16}=0$	$K_{16}=0$	$D_{16}=0$
$C_{26}=0$	$K_{26}=0$	$D_{26}=0$

На рис. 3 приведены эпюры деформаций, возникших в трубе после приложения к ней изгибающего момента $M_u = 200$ Н·м. Как и следовало ожидать, в случае изотропного материала все эпюры деформаций симметричны относительно плоскости действия изгибающего момента (горизонтальная плоскость). Соблюдается пропорциональность между продольной ε_1 и окружной ε_2 деформациями растяжения-сжатия, причем коэффициент пропорциональности равен коэффициенту Пуассона $\nu = 0,3$. Характер изменения продольных и окружных деформаций растяжения-сжатия по контуру поперечного сечения трубы близок к синусоидальному. Характер изменения продольных изгибных деформаций χ_1 аналогичен. Отличается от всех приведенных эпюра окружных изгибных деформаций. Как видим, знаки этих деформаций изменяются и в продольно растянутой и в сжатой зоне. Это приводит к деформации профиля поперечного сечения трубы, о

чем свидетельствует эпюра радиальных перемещений w , приведенная на рис. 4 а. Радиальные перемещения точек контура трубы приводят к ее сплющиванию даже при чистом изгибе, то есть при отсутствии поперечного подпора со стороны основания или других нагрузок.

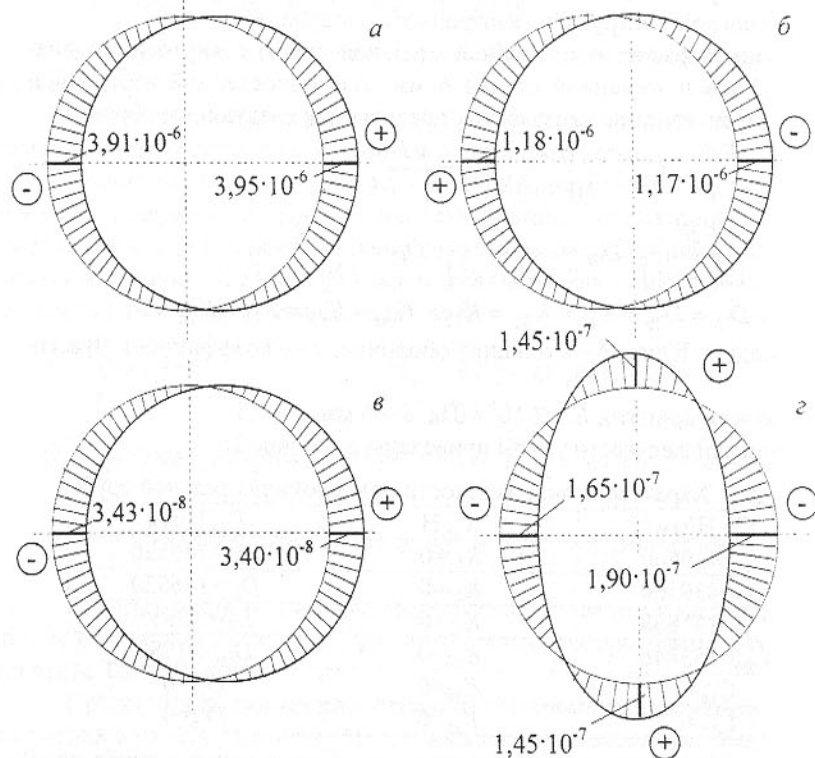


Рис. 3. Деформации в стальной однослойной трубе при чистом изгибе: а, б – соответственно продольная ϵ_1 и окружная ϵ_2 деформации растяжения-сжатия; в, г – соответственно продольная χ_1 и окружная χ_2 деформации растяжения-сжатия (рад/мм)

Величина и характер изменения деформаций по контуру поперечного сечения многослойной трубы с анизотропными свойствами существенно зависят от конструкции пакета слоев и степени анизотропности свойств материала отдельных слоев и всего пакета в целом. Для примера на рис. 4б приведена эпюра радиальных перемещений многослойной гибкой трубы, состоящей из спирального стального каркаса, двух грузонесущих слоев из металлокорда, внутренней герметизирующей камеры и внешнего защитного слоя из полиэтилена. Средний радиус каркаса $r = 115,5$ мм принят за

радиус координатной поверхности. Характеристики жесткости трубы приведены в таблице 2.

Таблица 2. Характеристики жесткости многослойной гибкой трубы

C_{ij} , Н/мм	K_{ij} , Н	D_{ij} , Н·мм
$C_{11}=425220$	$K_{11}=1275660$	$D_{11}=5102640$
$C_{22}=623580$	$K_{22}=13140$	$D_{22}=3767760$
$C_{12}=299400$	$K_{12}=898200$	$D_{12}=3592800$
$C_{66}=299400$	$K_{66}=898200$	$D_{66}=3592800$
$C_{16}=0$	$K_{16}=535230$	$D_{16}=3211380$
$C_{26}=2076$	$K_{26}=379944$	$D_{26}=2254750$

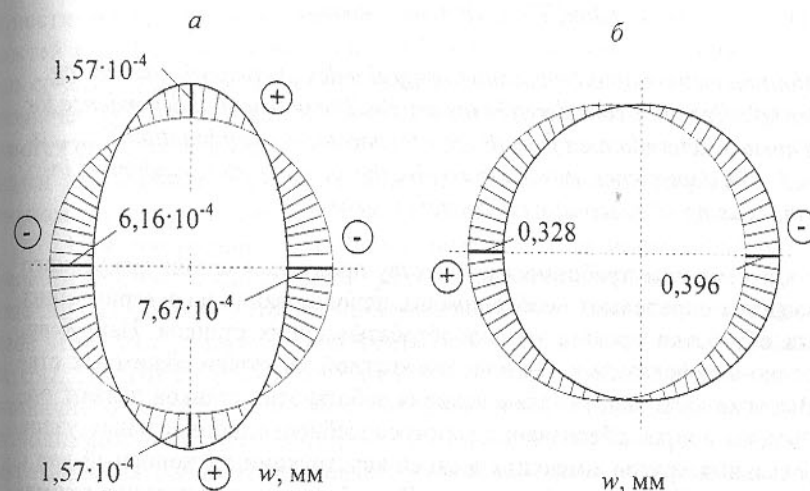


Рис. 3. Радиальные перемещения в однослойной стальной трубе (а) и в многослойной гибкой трубе (б)

Как видно (рис. 4 б), в многослойной анизотропной гибкой трубе так же, как и в однослойной изотропной трубе, наблюдается сплющивание в плоскости изгиба. Кроме того, поперечное сечение смещается относительно начального положения. Это связано с несовпадением главных направлений упругости с главными координатными линиями.

Список литературы: 1. Расчет многослойных пластин и оболочек из композиционных материалов/ Алфутов Н. А., Зиновьев П. А., Попов Б. Г. – М.: Машиностроение, 1984. – 264 с. 2. Амбарцумян С. А. Общая теория анизотропных оболочек. М.: Наука, 1974. – 448 с. 3. Савенков В. Н., Солодова Л. А. Напряженно-деформированное состояние многослойной компо-

зитной гибкой трубы, армированной спиральным каркасом // Механика композитных материалов. – 1987. № 6. – С. 1061 - 1067. 4. Можаровский Н. С., Савенков В. Н., Солодова Л. А. Метод расчета полимерно-металлических гибких труб. // Проблемы прочности. – 1991. №2. – С. 62 - 66.

ИНТЕГРАЛЬНЫЙ ПОКАЗАТЕЛЬ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ МАШИН

Сидоров В.А., Нижник Н.В., Ошовская Е.В., Нижник А.В.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The definition method of technical state integral index of composite debarking machine spindle unit is considered in the article. The polynomial dependence for failure number determination from diagnostic parameters combination $N_{\text{неиспр}}$ is obtained. The dependence allowed to receive the technical state equipment integral index using vibroacoustic parameters is defined.

Современные требования к качеству продукции металлургического производства определяют необходимость использования на завершающих стадиях обработки проката металлообрабатывающих станков. Например, обдирочно-шлифовальных для доводки круглой заготовки обжимных станов. Высокие нагрузки, тяжелые условия работы этих станков делают определяющим вопрос обеспечения работоспособности шпиндельных узлов шлифовальных кругов, имеющих в своей конструкции двухопорный вал с приводом от клиноременной передачи. Это объясняет повышенное внимание к техническому состоянию оборудования. Эффективным средством определения работоспособности машин и механизмов, необходимости их ремонта является техническая диагностика (ТД).

Одной из задач технической диагностики является поиск неисправностей, т.е. выявление неисправного узла или детали. Вид неисправности позволяет определить техническое состояние машины, возможность и длительность ее дальнейшей эксплуатации. Процесс поиска неисправностей состоит из двух этапов: 1) диагностирование оборудования; 2) распознавание неисправностей.

Диагностирование осуществляется известными методами: визуальный осмотр, прослушивание шумов, измерение диагностических параметров (вибрационных, температурных и т.д.). Опыт использования технической диагностики для оценки состояния металлургических машин показал, что наиболее рациональным является сочетание объективных и субъектив-

ных подходов при контроле взаимодополняющих параметров виброакустического сигнала: акустического шума, среднеквадратичного значения виброскорости, ударного импульса на резонансной частоте датчика. Эти методы были использованы при диагностике шпиндельных узлов обдирочно-шлифовальных станков. Визуальные методы контроля качества обрабатываемой поверхности из-за большой шероховатости оказались не применимы.

При распознавании неисправностей в теории ТД пользуются методами логики и экспертных оценок. Результаты диагностирования заносятся в диагностическую матрицу – матрицу неисправностей [1]. Диагностическая матрица неисправностей представляет собой таблицу с перечнем диагностических параметров (признаков) S_i ($i=1..n$) по вертикали и неисправностей x_j ($j=1..m$) по горизонтали, которые можно выявить, проанализировав сочетание диагностических параметров, свойственных тому или иному техническому состоянию. В соответствующих клетках матрицы проставляются символы алгебры логики: "1", если для рассматриваемой неисправности наблюдается проявление диагностических параметров; "0" - в противном случае (часто символ "0" не указывают в матрице).

При построении справочника дефектов была разработана матрица неисправностей шпиндельного узла обдирочно-шлифовального станка (таблица 1). Анализ матрицы показывает, что при выявлении неисправностей этого узла следует использовать акустические и вибрационные параметры. Причем акустические параметры являются необходимыми для однозначного распознавания вида неисправностей. Решающие правила при использовании матрицы неисправностей следующие. Символ "1" в клетках акустических параметров означает проявление этих признаков для рассматриваемой неисправности. Для ячеек, отвечающих вибропараметрам, символ "1" соответствует превышению диагностическим параметром своего допустимого значения при наличии неисправности. Например, повышение горизонтальной составляющей виброскорости S_6 и наличие звенящего шума S_2 соответствует повышенному радиальному зазору подшипников качения x_3 .

Кроме распознавания неисправностей, важной задачей технической диагностики является оценка технического состояния по полученным результатам диагностирования. В настоящее время техническое состояние машин чаще всего оценивается качественно и имеет три или четыре уровня. Для некоторых видов оборудования [2, 3] количественные значения границ этих уровней определены для различных диагностических параметров в отдельности. С практической точки зрения представляет интерес нахождение такого интегрального показателя технического состояния, который позволил бы оценивать состояние машины и являлся бы функцией

всей принятой совокупности диагностических параметров, что соответствует стандартному определению термина технического состояния.

К интегральному показателю технического состояния машины предъявляются следующие требования: 1) количественное измерение; 2) учет результатов диагностирования; 3) процедура определения должна быть строго формализована.

Тогда, с учетом приведенной диагностической матрицы (таблица 1) интегральный показатель технического состояния для узла двухпорного вала I_{TC} можно представить в виде:

$$I_{TC} = \sum_{i=1}^9 \beta_i \frac{Y_i}{Y_i^{np}}, \quad (1)$$

где β_i - весовой коэффициент ($i=1..9$), $\sum \beta_i = 1$;

Y_i - измеренное значение диагностического параметра S_i , ($i=1..9$);

Y_i^{np} - предельное значение диагностического параметра S_i , ($i=1..9$).

Таблица 1. Диагностическая матрица неисправностей шпиндельного узла

Неисправности	Диагностические параметры								
	Шум механизма				Вибрация			Ударный импульс	
	Глухой прерывистый	Звонящий	Глухие периодические удары	Скрежет, грохот	Вертикальная составляющая	Горизонтальная составляющая	Осевая составляющая	Максимальное значение	Пиковое значение
	S_1	S_2	S_3	S_4	S_5	S_6	S_7	S_8	S_9
Загрязнение смазки x_1	1								1
Недостаток смазки x_2		1							1
Повышенный радиальный зазор подшипника качения x_3		1				1		1	
Ослабление крепления x_4			1		1				
Дисбаланс ротора x_5			1			1			
Повреждение элементов подшипника качения x_6				1		1		1	
Дефекты муфты x_7							1		1

Весовые коэффициенты β_i отражают степень важности диагностического параметра S_i при определении технического состояния узла. Так как $\sum \beta_i = 1$, то интегральный показатель в соответствии с (1) изменяется от

нуля до единицы. Следует отметить, что наличие неисправности в узле не означает его отказа, а ведет к сокращению срока службы. Тогда, собирая статистику о сроках службы узла и значениях I_{TC} , можно построить зависимость $T_{сл} = f(I_{TC})$, вид которой приведен на рис.1. На основании этой зависимости можно по рассчитанному значению интегрального показателя прогнозировать срок службы узла до отказа.

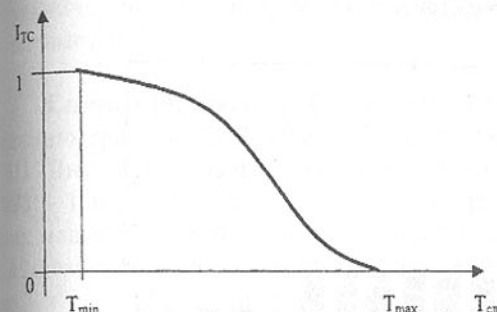


Рис.1. Изменение интегрального показателя срока службы узла

При расчете интегрального показателя используются диагностические параметры, отражающие шум механизма, они являются качественными. Поэтому для их количественного представления необходимо использовать метод экспертных оценок [4]. Предельное значение шума соответствует единице, т.е.

$$Y_i^{np} = 1 \quad (i=1..4).$$

Текущие значения акустических параметров оцениваются экспертами по шкале от 0 до 1.

Значения весовых коэффициентов β_i выражения (1) определены с использованием метода планирования эксперимента. В качестве переменной отклика при проведении эксперимента принято число возможных неисправностей узла $N_{неиспр.}$, т.к. этот показатель определяет его TC и сроки службы. Факторами являлись диагностические параметры $S_1...S_9$, используемые в диагностической матрице (таблица 1). При составлении плана эксперимента были приняты следующие обозначения уровней варьирования факторов. Верхний уровень (+1) фактора соответствует проявлению диагностического параметра при наличии неисправности, нижний уровень (-1) - его отсутствию. Составление плана эксперимента, определение значений переменной отклика и обработка результатов эксперимента выполнялась с помощью прикладных пакетов MathCAD и StatGraphics.

В результате проведенного математического эксперимента была получена полиномиальная функция числа неисправностей от проявления диагностических параметров:

$$\begin{aligned} N_{неиспр.} = & 1.5 + 0.25S_1 + 0.375S_2 + 0.5S_3 + 0.125S_4 + 0.25S_5 + \\ & + 0.5S_6 + 0.25S_7 + 0.25S_8 + 0.75S_9 + 0.25S_1S_9 + 0.125S_2S_6 + \\ & + 0.125S_2S_8 + 0.25S_2S_9 + 0.25S_3S_5 + 0.25S_3S_6 + 0.125S_4S_6 + \\ & + 0.125S_4S_8 + 0.25S_6S_8 + 0.25S_7S_9. \end{aligned} \quad (2)$$

Значимость коэффициентов регрессии оценивалась по критерию Стьюдента t . На рис.2 приведена диаграмма Паретто, отражающая степень значимости коэффициентов при диагностических параметрах и их взаимодействиях. Коэффициенты при взаимодействии диагностических параметров, значения критерия Стьюдента которых меньше допустимого значения, не отображены на диаграмме, т.к. они являются незначимыми при определении числа неисправностей.

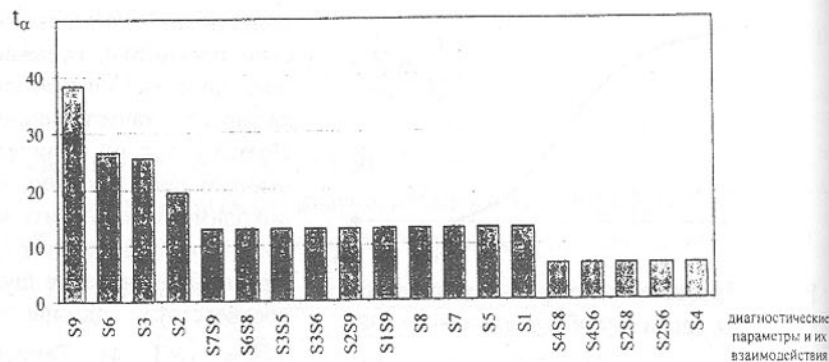


Рис. 2. Оценка значимости коэффициентов регрессии при диагностических параметрах и их взаимодействиях

На основании полученных оценок значимости коэффициентов регрессии составлена система уравнений и определены значения весовых коэффициентов β_i в уравнении (1). При этом выражение для расчета интегрального показателя принимает вид:

$$I_{TC} = 0.073 \frac{Y_1}{Y_1^{np}} + 0.114 \frac{Y_2}{Y_2^{np}} + 0.152 \frac{Y_3}{Y_3^{np}} + 0.04 \frac{Y_4}{Y_4^{np}} + 0.074 \frac{Y_5}{Y_5^{np}} + 0.159 \frac{Y_6}{Y_6^{np}} + 0.074 \frac{Y_7}{Y_7^{np}} + 0.082 \frac{Y_8}{Y_8^{np}} + 0.231 \frac{Y_9}{Y_9^{np}}. \quad (3)$$

Полученная зависимость позволяет по результатам диагностирования на основании виброакустических параметров оценить техническое состояние узла, применяя интегральный показатель. Использование предложенного подхода на металлургических предприятиях подтвердило возможность применения интегрального показателя при определении технического состояния узлов механизмов обдирочно-шлифовальных станков и ранжирования сроков ремонтов.

ВЫВОДЫ

1. Предложен метод определения интегрального показателя технического состояния узла.
2. Получена полиномиальная зависимость для определения числа неисправностей в зависимости от сочетания диагностических параметров $N_{исп}$.
3. Получена зависимость, позволяющая определить интегральную оценку технического состояния оборудования на основании виброакустических параметров.

Список литературы: 1. Биргер И.А. Техническая диагностика. - М.: Машиностроения, 1978. - 240 с. 2. Голуб Е.С., Мадорский Е.З., Розенберг Г.Ш. Диагностирование судовых технических средств. - М.: Транспорт, 1993. - 150 с. 3. Седуш В.Я. Надежность, ремонт и монтаж металлургических машин: Учебник. - 3-е изд., перераб. и доп. - К.: НМК ВШ, 1992. - 368 с. 4. Надежность и эффективность в технике: В 10 т./ Ред.совет: В.С. Авдеевский и др. - М.: Машиностроение, 1989. - Т.7: Качество и надежность в производстве. - 280 с.

ОСОБЕННОСТИ КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ОТВЕТСТВЕННОГО НАЗНАЧЕНИЯ И ПРАКТИКА ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ С ВЫСОКИМ СОПРОТИВЛЕНИЕМ ИЗГИБНОЙ И КОНТАКТНОЙ УСТАЛОСТИ УПРОЧНЕННЫХ СЛОЕВ

Сусин А.А., Руденко С.П., Мосунов Е.И.
(ИНДМАШ НАНБ, г. Минск, Беларусь)

The analysis of results of evaluation of gear wheels quality after chemical heat treatment (CHT) according the existing at automobile and tractor industries technologies has been performed. It is shown that quality of chemical heat hardening of heavy loaded gear wheels have to be conform not only to universally accepted technical specifications and standards but also to some additional requirements. The technical specifications for quality of CHT of high reliability heavy loaded gear wheels are given. The requirement to modern technology of CHT is discussed. The results of stand testing of evaluation of gear wheel quality after CHT at advanced technology at equipment with automatic monitoring and control of technological parameters are considered.

Для высоконапряженных зубчатых колес ответственного назначения первостепенное значение имеет обоснованный выбор критериев качества

цементованного слоя, влияющий в конечном итоге на надежность и долговечность изделий. В таблице приведены технические условия и нормативные показатели качества цементованного слоя и сердцевин изделий различных отраслей машиностроения СНГ и ряда промышленно-развитых стран, полученные по результатам анализа нормативно технической документации.

Из приведенных данных следует, что в нормативных показателях качества различных отраслей машиностроения имеются существенные различия, которые обуславливают заметные расхождения при назначении оптимальной степени насыщения и толщины слоя, структуры слоя и сердцевин зубчатых колес. Отсутствует единая методика по контролю качества деталей, упрочненных химико-термической обработкой, не производится полная оценка качества высоконагруженных зубчатых колес ответственного назначения. Нормативные показатели качества упрочнения, принятые в различных отраслях машиностроения СНГ и других промышленно-развитых стран, не учитывают в полной мере такие структурные характеристики цементованного слоя, как эффективная толщина слоя, содержание и глубину залегания бейнита, карбидов, величину зерна и дисперсность структуры, морфологию строения мартенсита, которые могут приводить к преждевременным выходам из строя высоконапряженных зубчатых колес.

Результаты исследований причин преждевременных разрушений зубчатых колес после эксплуатации и стендовых испытаний подтверждают данные выводы [1, 2]. Анализ результатов по определению твердости цементованных слоев зубчатых колес из сталей 20ХНР, 20Х2Н4А, 20ХН3А, 20ХН2М с качеством, соответствующим принятым нормам, проведенный на ряде заводов автомобильной и тракторной промышленности (ПО МТЗ, БелАЗ, МАЗ, АО "Уралтрак", Гомсельмаш) показал, что: твердость цементованных слоев колеблется в широких пределах 650 - 900 НВ (57 - 64 HRCэ) на поверхности, 450 - 600 НВ в переходной зоне, 300 - 450 НВ в сердцевине; использование для оценки упрочненного слоя такого критерия, как общая глубина насыщения не гарантирует требуемого качества зубчатых колес и их высокой эксплуатационной надежности даже при условии соответствия остальных контролируемых параметров требованиям стандартов и другой нормативной документации [3].

Широко используемый в национальных стандартах промышленно развитых стран критерий эффективной толщины цементованного слоя более объективно характеризует качество зубчатых колес [4 - 7]. Эта характеристика, задаваемая расстоянием от поверхности до зон слоя с определенной твердостью, должна приниматься для каждого вида изделия с учетом характера нагруженности и их конструктивных особенностей (модуля,

размера, формы зубчатых колес и др.).

Таблица. Нормативные показатели качества цементованного слоя и сердцевин, рекомендуемые ИНДМАШ НАНБ для ответственных зубчатых колес

Контролируемые параметры цементованных и нитроцементованных зубчатых колес	Единица величины показателя	Автомобильная промышленность РТМ 032.005-82 РТМ 37.002.0024-76 ГОСТ 2794 ОСТ 23.1.124-84 ОСТ 23.4.52-83	Литературные данные и национальные стандарты промышленно-развитых стран [4.5.6.7.8]	ИНДМАШ НАНБ Способ контроля по патенту N 1169432 ТУ ИНДМАШ
1	2	3	4	5
Цементованный слой:				
Поверхностная твердость	HRCэ	58...63	58...62	59...63
Эффективная толщина:	мм	не контролируется	не контролируется	регламентируется
750 НВ0,2	мм	не контролируется	не контролируется	(0,08...0,1)м
700 НВ0,2	мм	не контролируется	не контролируется	(0,12...0,15)м
600 НВ0,2	мм	не контролируется	(0,18...0,27)м	(0,2...0,22)м
550 НВ0,2	мм	(0,15...0,2)м	(0,18...0,27)м	не контролируется
Глубина залегания троостита	мкм	Регламентируется бальной шкалой до глубины 15 мкм	Не допускается	Регламентируется до глубины 15 мкм
Темная составляющая	мкм	Регламентируется до глубины 15 мкм	Не допускается	Регламентируется до глубины 15 мкм
Карбидная сетка	балл	Не допускается	Не допускается	Не допускается
Размер карбидов	мкм	Регламентируется бальной шкалой не более 8-12 мкм	Мелкие карбиды	Регламентируется бальной шкалой не более 0,8-2 мкм при глубине залегания 0,2-0,3 мкм
Размер карбонитридов	мкм	Регламентируется бальной шкалой до 8-12 мкм	Мелкие карбонитриды	Регламентируется бальной шкалой до 0,5-2 мкм
Содержание бейнита	%	Не контролируется	Не контролируется	Регламентируется бальной шкалой до 6-8%
Дисперсность мартенсита (ГОСТ 8233-76)	балл	1-4	структура мелко-игльчатого мартенсита	1-3
Размер зерна по ГОСТ 8233-76	балл	Не реглам.	Не реглам.	7-12
Остаточный аустенит	балл	Регламентируется бальной шкалой до 4 балла. При рентгенографическом определении не более 25-30%	Регламентируется бальной шкалой. При рентгенографическом определении не более 15-20%	Регламентируется бальной шкалой до 4 балла. При рентгенографическом определении не более 30-35%
Глубина слоя до переходной зоны 0,4% С	мм	(0,15...0,21)м	(0,18...0,27)м	(0,20...0,25)м
Сердцевина: твердость	HRCэ	29 - 42	30...45	30 - 41
Содержание феррита	балл	Рег. бальной шк.	не допускается	Рег. бальной шк.
Структурные составляющие	-	Троосто - мартенсит	Троосто - мартенсит	бейнит-троосто-мартенсит
Размер зерна ГОСТ 8233-76	балл	Не реглам.	Не реглам.	7-10

По данным проведенных исследований шестерни высокого качества должны иметь эффективную толщину слоя до участка с микротвердостью 750 HV, равную (0,08-0,1)m, 700 HV - (0,12-0,15)m, и 600 HV в пределах (0,2-0,22)m [8]. У тяжело нагруженных зубчатых колес с меньшей эффективной толщиной обычно преждевременно развивается глубинное выкрашивание рабочих поверхностей зубьев. Для зубчатых колес с большей эффективной толщиной характерны сколы зубьев и поверхностное выкрашивание - питтинг. Рекомендуемые значения эффективной толщины цементованного слоя высоконапряженных зубчатых колес приведены в графе 5 таблицы. Влияние эффективной толщины на сопротивление контактной усталости материала зубьев показано на рисунке, где представлены кривые глубинной контактной усталости цементованных слоев зубьев,

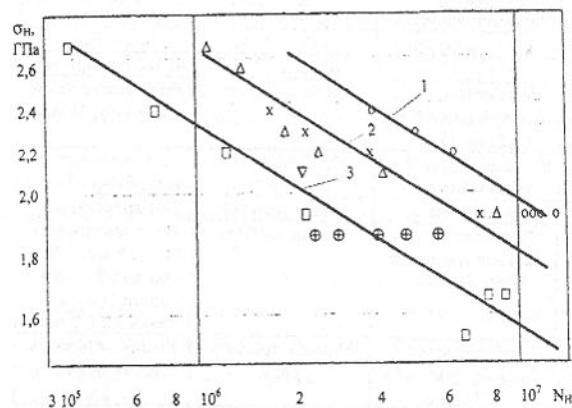


Рис. Зависимость сопротивления контактной усталости зубчатых колес от твердости цементованного слоя на глубине $\sim 0,1$ м: 1 - "о" - при твердости слоя 750-770HV; 2 - "Δ" - 700-710HV; 3 - "□" - 650-680HV; "х" - при наличии бейнита 10%; "∇" - при наличии бейнита 20%; "⊕" - при наличии глобулярных карбидов 20%

полученные при различных уровнях напряжений в полюсе зацепления в зависимости от величины микротвердости на глубине слоя в зоне действия максимальных контактных напряжений сдвига ($\sim 0,1$ м) [8-10]. Получено, что долговечность цементованных слоев при величине микротвердости в этой зоне 650-670 HV (кривая 3) в 5 раз меньше, чем при 750-770 HV (кривая 1). Ограниченный предел контактной выносливости в этом случае понижается на 25 %.

К числу дефектов цементованного слоя, снижающих долговечность высоконапряженных зубчатых колес, относятся, наряду с недостаточной эффективной толщиной слоя (при глубине цементации и твердости, соответствующих общепринятым техническим условиям), выделения бейнита [11]. Необходимо отметить, что после обычно принятого травления в 2% (или 4%) спиртовом растворе азотной кислоты (например, по ГОСТ 23.4.52-83) бейнитная составляющая микроструктуры слоя не выявляется

даже при значительных ее количествах. Обнаружить присутствие этой фазы можно лишь при применении специальных методов металлографического анализа. Исследования показали, что в структуре упрочненного слоя, идентифицируемой после общепринятого травления как мелкоигольчатый мартенсит с 20...45% остаточного аустенита, в ряде случаев в заметных количествах присутствует бейнитная фаза. Из результатов анализа эксплуатации энергонасыщенных тяговых и транспортных машин, следует, что присутствие бейнита в структуре цементованных слоев в количестве 10...20% приводит к преждевременному выходу из строя высоконапряженных зубчатых колес даже при высокой твердости цементованного слоя.

Аналогичные данные получены и при стендовых испытаниях исследованных зубчатых колес (см. рисунок). Наличие в цементованном слое с микротвердостью 750-770 HV на глубине $\sim 0,1$ м в виде отдельных выделений в мартенситной матрице бейнитной фазы до 10% приводит к снижению долговечности зубчатых колес в 2 раза (испытания "х"). При увеличении количества бейнитных выделений (20%) долговечность зубчатых колес понижается в 3 раза (испытание "∇").

Исследованиями установлено также [8-10], что к значительному понижению сопротивления глубинному контактному выкрашиванию приводит присутствие в цементованных слоях на глубине $\sim 0,1$ м глобулярных карбидов. Результаты испытаний показывают, что наличие в этой зоне карбидов приводит к катастрофически быстрому выходу из строя зубчатых колес как из-за прогрессирующего контактного выкрашивания, так и из-за сколов вершин зубьев. Отметим, что на большинстве машиностроительных предприятиях применяют рекомендации ряда исследователей по увеличению содержания глобулярных карбидов для повышения контактной выносливости цементованных поверхностей зубчатых колес. Однако исследования показали, что долговечность зубчатых колес при содержании карбидов в цементованных слоях до 20 % в 1,5-3,5 раза меньше (испытания "⊕"), чем зубчатых колес с высококачественной структурой цементованных слоев, состоящей из игольчатого (пластинчатого) мартенсита и 35-45% остаточного аустенита с твердостью слоя на глубине $\sim 0,1$ м - 750-770 HV.

При исследовании структуры бейнитных выделений методами электронной просвечивающей и растровой микроскопии обнаружено, что в цементованных слоях с содержанием углерода 1,0-0,6 % С и твердостью 57-60 HRCэ, допускаемой общепринятыми нормами, наряду с бейнитом могут присутствовать и мартенситные области с морфологией реечного (пакетного) типа. Таким образом, микроструктура цементованных слоев зубчатых колес из легированных сталей, охлажденных со скоростями вы-

ше критической скорости закалки и имеющих твердость не ниже 57 HRC₂, может содержать в себе не только пластинчатый (игольчатый) мартенсит, остаточный аустенит и карбиды, но и дисперсные выделения бейнита и мартенсита с речной морфологией. При исследовании методами растровой электронной микроскопии зубчатых колес после эксплуатации и стендовых испытаний было установлено, что процессы зарождения и развития усталостных микротрещин в этих структурных составляющих существенно различаются. В цементованных слоях с выделениями бейнита и речного мартенсита наблюдался более быстрый рост микротрещин с последующим развитием усталостной магистральной микротрещины, приводящей к усталостному разрушению зубьев. Эти особенности структуры цементованных слоев и ее влияние на сопротивление усталости учитывает разработанный стандарт предприятия [8].

Стандарт рекомендует способ выявления бейнита, требования к эффективной толщине слоя и его микроструктуре, которая регламентируются четырьмя шкалами эталонных микроструктур. Основные требования стандарта предприятия к качеству цементованных слоев и сердцевины ответственных зубчатых колес приведены в графе 5 таблицы. На основании полученных данных разработаны межгосударственные стандарты [12, 13], устанавливающие требования к эффективной толщине упрочненных слоев зубчатых колес тяжело нагруженных передач ответственного назначения и к методам ее определения.

Как видно из приведенных данных, разработанные технические условия на качество высоконапряженных цементованных зубчатых колес уточняют требования не только к эффективной толщине слоя и содержанию бейнита, но и к обычно регламентируемым структурным характеристикам (к морфологии и глубине залегания темной составляющей, троостита, обособленных карбидов, содержанию остаточного аустенита). Из таблицы следует, что для обеспечения высоких значений характеристик сопротивления усталости глубина залегания темной составляющей и троостита не должна превышать 15 мкм, для обособленных глобулярных карбидов допускается несколько большая глубина залегания, но не более (0,03-0,05)т при размере частиц не более 2 мкм. Количество остаточного аустенита, выявляемого методом рентгеновского анализа, не должно превышать 30-40% на расстоянии от поверхности, равном (0,05-0,1)т.

Содержание бейнита, выявляемого после травления шлифов в специальном реактиве, не должно превышать 10% на глубине, превышающей 0,05 модуля. Контроль содержания бейнитной фазы можно проводить по разработанной шкале эталонных микроструктур, как это принято для других составляющих цементованных слоев. Шкала представляет микроструктуры цементованного слоя с количеством бейнита, соответствующим

9 баллам. С возрастанием номера балла увеличивается количество бейнита и размер бейнитных выделений. Микроструктуры 1-2 баллов отвечают мартенситно-аустенитной структуре цементованного слоя, не содержащей бейнитных выделений. Эта структура соответствует цементованным слоям зубчатых колес высокого качества. Третий балл представляет собой структуру со следами бейнитной фазы. Для зубчатых колес с таким содержанием бейнита характерно незначительное понижение эксплуатационных свойств. Для структуры цементованных слоев 4-5 баллов характерно значительное содержание бейнита. Бейнит в таком количестве отрицательно влияет на контактную выносливость. Зубчатые колеса с цементованными слоями, где количество бейнитной фазы соответствует 6-9 баллу, имеют пониженную долговечность. Долговечность тяжело нагруженных зубчатых колес при содержании бейнита, соответствующему 6 баллу, может понижаться примерно вдвое.

Полученные данные, а также комплексные исследования зубчатых колес ведущих фирм (Катерпиллер, Мерседес, Комацу, Юнит Риг) показывают, что достижение требуемого качества упрочнения, а, следовательно, и высоких эксплуатационных свойств зубчатых передач, возможно лишь за счет применения уникальных автоматизированных технологий ХТО [1-3, 8]. Установление отдельных операций ХТО (режимов насыщения, подстуживания, нагрева и охлаждения при закалке и т.п.), обеспечивающих регламентированное качество структуры слоя и сердцевин, должно основываться на результатах оценки прокаливаемости и закаливаемости цементованных слоев и сердцевин зубчатых колес из конкретной марки стали с учетом размера и формы шестерни и особенностей оборудования, на котором осуществляется химико-термическая обработка. Печное оборудование для реализации современной технологии ХТО должно быть оснащено компьютеризированными системами контроля и регулирования углеродного потенциала технологической атмосферы и закалочными агрегатами с высокой и регулируемой охлаждающей способностью.

ИНДМАШ АНБ (г. Минск) и НИИМТ (г. Екатеринбург) разработали технологии ХТО нового уровня, которые внедряются на ряде машиностроительных предприятий Республики Беларусь. Опытнo-промышленная проверка автоматизированных процессов цементации, закалки и отпуска деталей трансмиссий проводилась на производственном оборудовании в термических цехах Минского завода колесных тягачей, БелАЗа, ВАЗа. Регулирование режимов ХТО проводилось отечественной системой "Карбоокс" производства АО "Русская печь", НИИМТ и фирмы "Системтроник" (г. Екатеринбург). Помимо оригинальных датчиков параметров техпроцесса (углеродного потенциала печной атмосферы, температуры и т.п.) система "Карбоокс" имеет специальный микропроцессорный

блок, обеспечивающий задание технологических режимов, выдачу цифровой и аналоговой информации, а также связь с ЭВМ верхнего уровня (типа IBM 486DX/100) [14].

Получено, что современное печное оборудование для ХТО, оснащенное компьютеризированными системами регулирования параметров технологических атмосфер, температуры, продолжительности процессов, позволяет обеспечить требуемое качество деталей по многим параметрам (глубине цементации, поверхностной твердости, регламентированному распределению содержания углерода и твердости по толщине слоя).

Автоматизированное управление технологическим процессом ХТО осуществлялось на основе сравнения заданного техпроцесса с непрерывно поступающей информацией о параметрах режимов и их обсчетом по математической модели процессов цементации и закалки. Применение математических моделей техпроцессов и компьютеризированных управляющих систем позволило получить регламентированное качество обрабатываемых деталей при максимальной производительности процессов. Такие автоматизированные технологии химико-термического упрочнения являются необходимым звеном современного конкурентоспособного производства.

Уровень современных технологий ХТО позволяет более целенаправленно проводить разработку новых цементуемых сталей с повышенными теплостойкостью, характеристиками изгибной и контактной выносливости. Обеспечение структуры упрочненных слоев с повышенным сопротивлением развитию усталостных трещин и релаксации искажений микроструктуры этих перспективных материалов на никель-хром-молебденной и никель-хром-ванадиевой основе достигается за счет дополнительного дисперсионного твердения после цементации и закалки.

Список литературы: 1. Сусин А.А. Роль современной технологии химико-термической обработки в обеспечении надежности и долговечности высоконапряженных зубчатых колес. //Надежность и долговечность машин и сооружений - Киев, 1990.-Вып.17.-с.66-77. 2. Сусин А.А. и др. Обеспечение и вопросы прогнозирования долговечности высоконапряженных зубчатых колес с учетом их качества и технологии изготовления. //Надежность и долговечность машин и сооружений - Киев, 1990.-Вып.17.-с.85-94. 3. Сусин А.А. и др. Структура цементованных слоев с высокими характеристиками сопротивления контактной и изгибной усталости и совершенствование технологии ХТО зубчатых колес силовых передач// Современное оборудование и технология термической и химико-термической обработки металлических материалов: Материалы семинара.- М., 1989. - с. 69-73. 4. ИСО 4970-79(Е). Сталь. Определение общей и эффективной толщины тонких слоев поверхностного упрочнений. 1979. - 4 с. 5. AGMA

411.02-74. Сталь. Методы определения глубины цементованного слоя. - 1974. - 6 с. 6. TGL 29613/01 - 74 (ГДР). Колеса зубчатые. Определение глубины цементации зубчатых колес с модулем 1,5 до 12. - 1974. 7. DIN 50190. Т-78. (ФРГ). Детали стальные термически обработанные. Метод определения глубины цементации. 8. Сусин А.А. Химико-термической упрочнение высоконапряженных деталей. - Мн.: Беларуская навука, 1999. - 175 с. 9. Руденко С.П., Сусин А.А., Андрияшин В.А. Метод расчета на глубинную контактную выносливость цементованных зубчатых колес// Теория реальных передач зацеплением: Информационные материалы VI Международного симпозиума. Ч. 2. Проблемы оценки и повышения работоспособности реальных передач зацеплением. 30 сент. - 2 окт. 1997. - Курган: Изд-во Курганского гос. ун-та. 1997. - с. 131 - 136. 10. Руденко С.П. Сопротивление контактной усталости цементованных зубчатых колес. - Вестник машиностроения, 1999. - № 4. - с. 13-15. 11. Розенберг С.Э., Сусин А.А. Дефекты структуры диффузионно упрочненных изделий. - Мн.: Беларуская навука, 1997. - 224 с. 12. Колеса зубчатые. Технические требования к упрочненному слою. Межгосударственный стандарт: ГОСТ 30634-99. - 3 с. 13. Детали стальные цементованные, нитроцементованные и термически обработанные. Эффективная толщина упрочненного слоя. Методы определения. Межгосударственный стандарт: ГОСТ 30572-98. - 8 с. 14. Кирнос И.В., Клышников С.Т., Кукуй и др. Химико-термическая обработка стальных деталей в безмуфельных агрегатах с автоматическим регулированием углеродного потенциала //МиТОМ. 1984. № 4. С.8-10.

ФОРМИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ОБРАБОТКЕ.

Суслов А.Г., Сьянов С.Ю. (БГТУ, г. Брянск, Россия)

The question of formation of quality of a surface of details is examined at electroerosive processing. The settlement dependences for account of parameters of a roughness are suggested.

Электроэрозионная обработка (ЭЭО) основана на использовании преобразуемой в тепло энергии импульсных электрических разрядов, возбуждаемых между инструментом и изделием. Электрический разряд, возникающий между двумя электродами, находящимися на относительно небольшом расстоянии друг от друга, разрушает их поверхности. Это разрушение носит электротермический характер, так как при разряде происхо-

дит нагрев, плавление и частичное испарение металла с поверхности электродов. На поверхности металла остаются углубления, называемые лунками. Геометрические параметры лунок зависят от множества факторов:

- от свойств обрабатываемого материала;
- от свойств электрода инструмента;
- от режимов обработки;
- от свойств применяемой диэлектрической жидкости;

Поскольку обработка ведется серией импульсов, действующих на смежных участках поверхности, форма и размеры лунки будут отличаться от углубления после единичного разряда. Взаимное влияние импульсов оценивается коэффициентом перекрытия β , который определяется (рис. 1) как отношение расстояния между центрами лунок l к диаметру единичной лунки d_1 , то есть для определения β имеем зависимость

$$\beta = \frac{l}{d_1} \quad (1)$$

Форма поверхности, обработанной электроэрозионными методами (ЭЭМ) (рис. 1), образована большим количеством взаимно перекрывающихся лунок, которые формируют микрорельеф, характеризующий шероховатость поверхности.

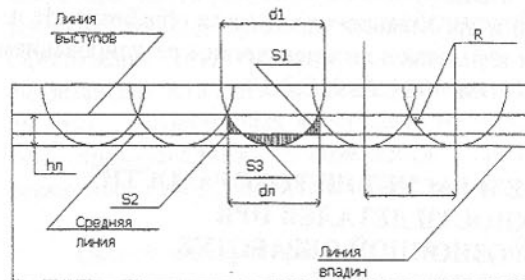


Рис. 1. Профиль поверхности после ЭЭО.

Шероховатость поверхности деталей, обработанных ЭЭМ, можно рассчитать по зависимостям [1, 2, 3], которые получены по экспериментальным данным для узкого круга обрабатываемых материалов. Так имеем зависимости (2) и (3)

$$Rz = k_s \times W_u^x \times t_u^y \quad (2)$$

$$Rz = k_n \times A_u^p \quad (3)$$

В зависимостях (2), (3) Rz – параметр шероховатости; k_s и k_n – коэффициенты, зависящие от режимов обработки, материала электродов, свойств диэлектрической среды; W_u и A_u – энергия импульса; t_u – длительность импульса; x , y , p – показатели степени.

Зависимости (2) и (3) получены экспериментально для стали и твердого сплава. Коэффициенты k_s и k_n получены по эксперименту и имеют достаточно большой разброс. Показатели степени x , y , p определены для узкого круга материалов.

Поэтому в Брянском государственном техническом университете были выведены теоретические зависимости для расчета показателей шероховатости поверхности, в которые вошли все, влияющие на шероховатость поверхности, параметры. Для вывода данных зависимостей были сделаны следующие допущения:

- 1) параметры всех лунок одинаковы;
- 2) коэффициент перекрытия β постоянен на протяжении всей обработки.

Зная физику процесса ЭЭО [4, 5], можно связать энергию импульса и энергию, необходимую на плавление массы материала

$$A_u = I \times U \times \tau_u \quad (4)$$

$$A_m = m \times c \times T \quad (5)$$

В зависимости (4) A_u – энергия импульса; I – сила тока; U – напряжение; τ_u – длительность импульса. В зависимости (5) A_m – энергия, необходимая на плавление массы материала; m – масса материала; c – удельная теплоемкость материала; T – температура плавления материала.

Учитывая, что не вся энергия импульса идет на плавление материала, введем коэффициент полезного использования энергии η_u , который определяется по зависимости (6), рекомендованной [1]

$$\eta_u = (1 - K_1) \times (1 - K_2) \times (1 - K_3) \quad (6)$$

В (6) K_1 – учитывает потери на нагрев и испарение жидкости, образование газового пузыря и ударной волны, $K_1=0,49$; K_2 – потери на нагрев второго электрода, определяются по зависимости (7)

$$K_2 = 1 - 2/(m + 1) \quad (7)$$

В (7) величина m определяется по зависимости (8)

$$m = \sqrt{(\lambda_u \times c_u \times \rho_u) / (\lambda_g \times c_g \times \rho_g)} \quad (8)$$

В зависимости (8) λ_u , λ_g – теплопроводности инструмента и детали соответственно; c_u , c_g – теплоемкости инструмента и детали соответственно; ρ_u , ρ_g – плотности инструмента и детали соответственно. K_3 – коэффициент зависит от свойств среды, $K_3=0,1$.

В результате получаем следующую зависимость (9) для расчета коэффициента полезного использования энергии

$$\eta_u = 0,92 / \sqrt{(\lambda_u \times c_u \times \rho_u) / (\lambda_g \times c_g \times \rho_g)} + 1 \quad (9)$$

Приравняв (4) и (5), учитывая коэффициент полезного использования энергии, и раскрывая массу как произведение плотности на объем, а так же выражая из полученной зависимости объем, получаем формулу (10) для расчета объема материала, удаляемого единичным импульсом

$$V = (I \times U \times \tau_u \times \eta_u) / (\rho_u \times c_u \times T_u) \quad (10)$$

Так как форма лунки близка к сферической, то определим объем лунки, исходя из геометрических соображений (рис. 1) и используя известные математические зависимости (11)

$$V = \frac{1}{3} \times (\pi \times h_n^2 \times (3 \times R - h_n)) \quad (11)$$

Анализируя геометрию поверхности и учитывая коэффициент перекрытия β выводится зависимость между R и h_n (12)

$$R = \frac{2 \times \beta}{2 \times \beta - 1} \times h_n \quad (12)$$

Подставляя (12) в (11), приравняв полученную зависимость с (10) и выражая из вновь полученной зависимости h_n , получаем форму (13)

$$h_n = \sqrt[3]{\frac{(2 \times \beta - 1) \times I \times U \times \tau_u \times \eta_u}{(4 \times \beta + 1) \times \rho_g \times c_g \times T_g}} \quad (13)$$

По сделанным допущениям можно с достаточной точностью принять, что $Rz = h_n$, тогда Rz можно определить по (14)

$$Rz = \sqrt[3]{\frac{(2 \times \beta - 1) \times I \times U \times \tau_u \times \eta_u}{(4 \times \beta + 1) \times \rho_g \times c_g \times T_g}} \quad (14)$$

Так как процесс идеализирован, то в данном случае $Rz = R_{\max}$.

Для определения Rp необходимо знать, на каком расстоянии от линии выступов отстоит средняя линия. Это определяется из условия равенства площадей (рис. 1)

$$S_3 = S_1 + S_2 \quad (15)$$

Пользуясь современным математическим аппаратом и выражая неизвестные величины через известные, получаем, что средняя линия находится на расстоянии 0,671 от линии выступов. Таким образом, величина R_p будет определяться по зависимости (16)

$$Rp = 0,671 \times \sqrt[3]{\frac{(2 \times \beta - 1) \times I \times U \times \tau_u \times \eta_u}{(4 \times \beta + 1) \times \rho_g \times c_g \times T_g}} \quad (16)$$

Для выбранного профиля шероховатости, лунку с достаточной для практики степенью точности можно заменить частью эллипса, задаваемого уравнением (17)

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1 \quad (17)$$

Причем $a = d_n/2$; $b = h_n$, $-a \leq x \leq a$, $-b \leq y \leq 0$. Тогда, чтобы найти Ra , пользуемся зависимостью (18)

$$Ra = \frac{1}{l} \int_0^l y(x) dx \quad (18)$$

Так как допущено, что все лунки одинаковы, их количество на базовой длине l равно l/d_n , то для расчета параметра Ra переходим к зависимости (19)

$$Ra = \frac{1}{d_n} \left[0,173 d_n h_n + \left(\int_{-d_n}^{0,742 d_n} \sqrt{\left(\frac{d_n}{2}\right)^2 - x^2} dx + \int_{0,742 d_n}^{d_n} \sqrt{\left(\frac{d_n}{2}\right)^2 - x^2} dx - \int_{-d_n}^{0,742 d_n} \sqrt{\left(\frac{d_n}{2}\right)^2 - x^2} dx - \int_{0,742 d_n}^{d_n} \sqrt{\left(\frac{d_n}{2}\right)^2 - x^2} dx \right) \frac{d_n}{2 h_n} \right] \quad (19)$$

Проинтегрировав зависимость (19) и подставив в нее зависимость (13), получаем искомую зависимость для расчета Ra (20)

$$Ra = 0,398 \times \sqrt[3]{\frac{(2 \times \beta - 1) \times I \times U \times \tau_u \times \eta_u}{(4 \times \beta + 1) \times \rho_g \times c_g \times T_g}} \quad (20)$$

Для определения шаговых параметров шероховатости S , Sm , t_p необходимо связать d_n и h_n . Из прямоугольного треугольника, образованного радиусом исходной сферы R , половиной диаметра лунки и расстоянием от линии выступов до центра исходной сферы, будем иметь зависимость (21), выражающую связь между d_n и h_n

$$d_n = h_n \sqrt{\frac{8\beta + 4}{2\beta - 1}} \quad (21)$$

Из выбранного профиля видно, что средний шаг неровностей профиля по вершинам и средний шаг неровностей совпадают и их можно определить, как диаметр лунки. Зная связь между d_n и h_n и заменяя h_n выражением (13), получаем зависимость (22) для расчета среднего шага неровностей

$$S = Sm = \sqrt{\frac{8\beta + 4}{2\beta - 1}} \times \sqrt[3]{\frac{(2 \times \beta - 1) \times I \times U \times \tau_u \times \eta_u}{(4 \times \beta + 1) \times \rho_g \times c_g \times T_g}} \quad (22)$$

Для расчета относительной опорной длины профиля t_p воспользуемся зависимостью (23)

$$t_p = \frac{\sum_{i=1}^n b_i}{l} \quad (23)$$

В (23) l – базовая длина; b_i – длина отрезка, отсекаемого в материале детали линией, эквидистантной средней линии и расположенной на заданном расстоянии от линии выступов профиля (уровне сечения p).

От зависимости (23), так как все лунки одинаковы, переходим к зависимости (24), в которой n – это число b_i , укладываемых в базовой длине

$$t_p = \frac{nb_i}{l}. \quad (24)$$

Зная, что $n=2l/d_a$ и выражая b_i через известные величины и уровень сечения p , получим зависимость для расчета t_p (25), в которой p берется в процентах

$$t_p = 0,5p. \quad (25)$$

По предлагаемым зависимостям можно заранее спрогнозировать шероховатость поверхности в зависимости от режимов обработки, материалов электродов и применяемой диэлектрической жидкости.

В заключении хочется отметить то, что ЭЗМ обработки в настоящее время составляют альтернативу обработке резанием, в основном в области обработки трудно обрабатываемых материалов и обработки внутренних поверхностей сложной геометрической формы.

Список литературы: 1. Артамонов Б. А., Волков Ю. С., Дрожалова В. И. и др. Электрофизические и электрохимические методы обработки материалов. Учеб. пособие (в 2 – х томах). Т. 1. Обработка материалов с применением инструмента / Под ред. В. П. Смоленцева. – М.: Высш. шк., 1983. – 247 с., ил. 2. Фотеев Н. К. Технология электроэрозионной обработки. – М.: Машиностроение, 1980, 184 с. ил. – (Б-ка технолога). 3. Александров В. П. Исследование технологических характеристик электроэрозионной обработки жаропрочных материалов. М.: Наука, 1964. 4. А. П. Владзиевский. Физические процессы при электроэрозионной обработке металлов, – М.: Машиностроение, – 1963. – 120 с. 5. А. Л. Лившиц. Электроэрозионная обработка металлов, – М.: Машиностроение, 1967. – 120 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ МОДУЛЯ УПРУГОСТИ СТАЛИ 40Х И 45

Татьянченко А.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Theoretically motivated and confirmed of experiment the discontinuity and jump character of the temperature dependence of the modulus of elasticity for steel 40X and 45, which use for manufacture body of axis tool. Produced table and graph dependence $E(T)$ into operating range under 20 to 500 degree.

Возрастающие требования к качеству обрабатываемых отверстий

вызывают необходимость учета влияния различных факторов на точность обработки. Одним из приоритетных направлений подобных исследований является анализ тепломеханических процессов, происходящих в осевом инструменте в процессе резания, и оценка их влияния на точность обработки отверстий [1]. Однако, проведению исследований влияния совместного теплового и механического воздействия на точность обработки препятствует отсутствие достоверной справочной базы о температурной зависимости механических свойств сталей и сплавов, используемых при изготовлении осевых инструментов. Отсутствие достоверных справочных данных также ограничивает использование для тепломеханических расчетов стандартных расчетных комплексов метода конечных элементов. Основной механической характеристикой материала, определяющей его жесткость, а следовательно, и точность обработки осевым инструментом, является модуль упругости, величина которого значительно изменяется в результате механического, температурного, магнитного и электрического воздействия. Наиболее сильное влияние на величину модуля упругости оказывает температура материала.

Основной тенденцией в проектировании осевого инструмента в настоящее время является максимальное снижение расхода дорогостоящей быстрорежущей стали. Эта экономия достигается в первую очередь за счет того, что корпус инструмента изготавливается из конструкционной стали и лишь его режущая часть – из быстрорежущей стали. Чаше всего для изготовления корпусов используются стали 40Х и 45, которые по своим механическим характеристикам уступают быстрорежущим сталям. Поэтому актуальным является вопрос исследования влияния высоких температур на модуль упругости не только инструментальных, но и конструкционных материалов.

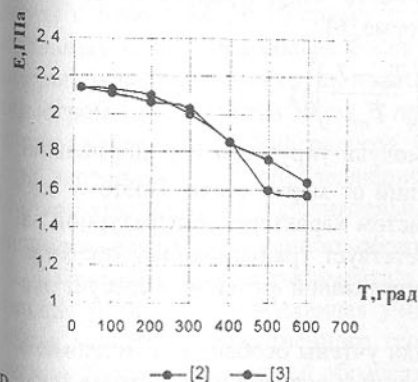


Рис. 1. Температурная зависимость модуля упругости стали 40Х

Имеющиеся в специальной литературе отдельные данные о характере температурной зависимости модуля упругости для стали 40Х и 45 порой противоречивы, не отражают динамики процесса нагрева и получены для каких-либо фиксированных, как правило кратных 100°С, значений температур, что ограничивает их использование в практических расчетах. На рис.1 приведены диаграммы температурной зависимости модуля упругости для стали 40Х, полученные на ос-

От зависимости (23), так как все лунки одинаковы, переходим к зависимости (24), в которой n – это число b_i , укладываемых в базовой длине

$$t_p = \frac{nb_i}{l}. \quad (24)$$

Зная, что $n=2l/d_a$ и выражая b_i через известные величины и уровень сечения p , получим зависимость для расчета t_p (25), в которой p берется в процентах

$$t_p = 0,5p. \quad (25)$$

По предлагаемым зависимостям можно заранее спрогнозировать шероховатость поверхности в зависимости от режимов обработки, материалов электродов и применяемой диэлектрической жидкости.

В заключении хочется отметить то, что ЭЗМ обработки в настоящее время составляют альтернативу обработке резанием, в основном в области обработки трудно обрабатываемых материалов и обработки внутренних поверхностей сложной геометрической формы.

Список литературы: 1. Артамонов Б. А., Волков Ю. С., Дрожалова В. И. и др. Электрофизические и электрохимические методы обработки материалов. Учеб. пособие (в 2 – х томах). Т. 1. Обработка материалов с применением инструмента / Под ред. В. П. Смоленцева. – М.: Высш. шк., 1983. – 247 с., ил. 2. Фотеев Н. К. Технология электроэрозионной обработки. – М.: Машиностроение, 1980, 184 с. ил. – (Б-ка технолога). 3. Александров В. П. Исследование технологических характеристик электроэрозионной обработки жаропрочных материалов. М.: Наука, 1964. 4. А. П. Владзиевский. Физические процессы при электроэрозионной обработке металлов, – М.: Машиностроение, – 1963. – 120 с. 5. А. Л. Лившиц. Электроэрозионная обработка металлов, – М.: Машиностроение, 1967. – 120 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ МОДУЛЯ УПРУГОСТИ СТАЛИ 40Х И 45

Татьянченко А.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Theoretically motivated and confirmed of experiment the discontinuity and jump character of the temperature dependence of the modulus of elasticity for steel 40X and 45, which use for manufacture body of axis tool. Produced table and graph dependence $E(T)$ into operating range under 20 to 500 degree.

Возрастающие требования к качеству обрабатываемых отверстий

вызывают необходимость учета влияния различных факторов на точность обработки. Одним из приоритетных направлений подобных исследований является анализ тепломеханических процессов, происходящих в осевом инструменте в процессе резания, и оценка их влияния на точность обработки отверстий [1]. Однако, проведению исследований влияния совместного теплового и механического воздействия на точность обработки препятствует отсутствие достоверной справочной базы о температурной зависимости механических свойств сталей и сплавов, используемых при изготовлении осевых инструментов. Отсутствие достоверных справочных данных также ограничивает использование для тепломеханических расчетов стандартных расчетных комплексов метода конечных элементов. Основной механической характеристикой материала, определяющей его жесткость, а следовательно, и точность обработки осевым инструментом, является модуль упругости, величина которого значительно изменяется в результате механического, температурного, магнитного и электрического воздействия. Наиболее сильное влияние на величину модуля упругости оказывает температура материала.

Основной тенденцией в проектировании осевого инструмента в настоящее время является максимальное снижение расхода дорогостоящей быстрорежущей стали. Эта экономия достигается в первую очередь за счет того, что корпус инструмента изготавливается из конструкционной стали и лишь его режущая часть – из быстрорежущей стали. Чаше всего для изготовления корпусов используются стали 40Х и 45, которые по своим механическим характеристикам уступают быстрорежущим сталям. Поэтому актуальным является вопрос исследования влияния высоких температур на модуль упругости не только инструментальных, но и конструкционных материалов.

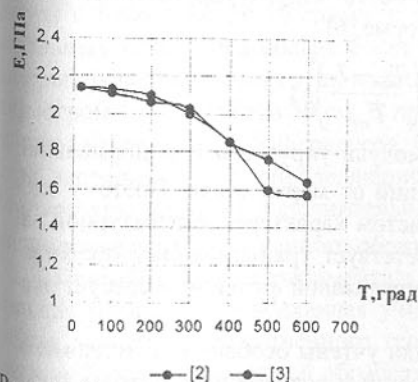


Рис. 1. Температурная зависимость модуля упругости стали 40Х

Имеющиеся в специальной литературе отдельные данные о характере температурной зависимости модуля упругости для стали 40Х и 45 порой противоречивы, не отражают динамики процесса нагрева и получены для каких-либо фиксированных, как правило кратных 100°С, значений температур, что ограничивает их использование в практических расчетах. На рис.1 приведены диаграммы температурной зависимости модуля упругости для стали 40Х, полученные на ос-

нове данных из двух различных источников [2,3].

Характер воздействия высокой температуры на модуль упругости достаточно сложный. Помимо собственно физико-химических процессов, происходящих при высоких температурах, наибольшее влияние на него оказывают полиморфные превращения, протекающие в определенных интервалах температур [4,5]. Кроме этого, на характер температурной зависимости модуля упругости оказывают серьезное влияние также «пики» внутреннего трения, точка Кюри или точка потери магнитных свойств и температура плавления, с которой, по мнению Е.М. Савицкого [4], связаны все механические свойства металлов. Все отмеченные четыре вида процессов могут происходить лишь при определенных критических температурах, величина которых для большинства сталей известна. В табл. 1 приведены некоторые значения критических точек для сталей 40X и 45 [3], соответствующие температурам аустенитного и мартенситного превращений.

Таблица 1. Критические точки аномальных превращений в стали 40X и 45

Марка стали	Критические точки, °C				
	A_{c_1}	A_{c_3}	A_{r_3}	A_{r_1}	Mn
40X	743	815	730	693	325
45	730	755	690	780	350

Таким образом, анализируя физико-химические процессы, происходящие в металлах при нагреве, можно предположить, что характер процессов в материалах при повышении температуры не является однородным, а отличается скачкообразными изменениями при достижении определенных температур, соответствующих точкам полиморфных превращений, «пикам» внутреннего трения, точкам потери магнитных свойств и других. Обычно температурную зависимость модуля упругости во всем интервале температур представляют в форме [6]

$$E(T) = E_0 \left(\frac{T_{пл} - T}{T_{пл}} \right)^k,$$

где $T_{пл}$ - температура плавления, E_0 - модуль упругости при нормальной температуре, k - коэффициент, зависящий от марки стали. Поэтому сделанное нами предположение о прерывистом характере температурной зависимости модуля упругости не соответствует традиционному представлению подобной зависимости в виде непрерывной функции и требует экспериментального подтверждения.

При подготовке эксперимента были учтены особенности тепломеханического нагружения осевого инструмента и современные методы высокотемпературных испытаний. Анализ условий работы осевого инструмента показал, что тепловое воздействие на инструмент в процессе резания отли-

вается динамическим характером нагружения, характеризующимся последовательным повышением и понижением температуры. Температура в зоне резания при обработке отверстий различными видами осевого инструмента не превышает 500°C. При работе осевой инструмент испытывает изгибные поперечные и сжимающие продольные силовые воздействия, при этом основной причиной увода оси являются неуравновешенные поперечные составляющие сил резания. Анализ критических точек для сталей 40X и 45 (табл. 1) показывает, что в интервал рабочих температур попадают точки, соответствующие температурам мартенситного превращения.

Современные методы высокотемпературных испытаний по способу определения модуля упругости делятся на статические и динамические [6]. Преимуществом динамических методов является более широкий диапазон температур испытания и нерелаксированный характер полученных значений модуля упругости. Основным недостатком динамических методов является невозможность исследования динамики процесса нагрева образца. Поэтому с учетом рабочих температур в зоне резания и естественной релаксации модуля упругости при нагреве и остывании инструмента в качестве рабочего был выбран статический метод определения температурной зависимости модуля упругости по изгибной консольной схеме нагружения, которая наиболее точно отражает условия работы осевого инструмента. Для определения температурной зависимости модуля упругости в интервале температур от 20 до 500 градусов на кафедре металлорежущих станков ДонГТУ была спроектирована и изготовлена экспериментальная установка. Консольное закрепление образцов позволяет использовать ее не только для определения модуля упругости, но и для проведения других тепломеханических испытаний осевого инструмента. Конструкция установки позволяет замерять линейные деформации с точностью до 1 мкм и температуру с точностью до 10 градусов и допускает неравномерность нагрева отдельных точек образцов не более чем на 10-15%. Экспериментальные замеры проводились для групп из цилиндрических шлифованных образцов диаметром 1 см и длиной 30 см. В процессе эксперимента каждый образец трижды нагревался до 500 градусов. Основным параметром, измеряемым в ходе эксперимента, и определяющим зависимость модуля упругости от температуры является дополнительный прогиб Δu на конце консольного цилиндрического нагруженного образца диаметром d .

При обработке экспериментальных данных была предложена оригинальная методика, позволяющая учитывать неравномерность нагрева образцов вследствие естественного теплоотвода. Методика основана на динамичной последовательной обработке данных эксперимента при повышении рабочих температур и позволяет использовать лишь уже известные значения модуля упругости. Согласно этой методике температурная зави-

симость модуля упругости в точке с максимальной температурой на основе экспериментальных данных определялась по формуле

$$E_i = E_0 \frac{3n^2 - 3n + 1}{(2n-1)^3 \left(\frac{\Delta y}{y_0} + 1 \right) - \sum_{i=1}^{n-1} \alpha_i (3i^2 - 3i + 1) - \sum_{i=n+1}^{2n-1} \alpha_i (3i^2 - 3i + 1)}$$

где E_0 - модуль упругости при температуре 20°C, y_0 - статический прогиб в контрольной точке на конце консоли от заданной нагрузки при температуре 20°C, Δy - дополнительный прогиб контрольной точки, вызванный изменением механических характеристик материала при повышении температуры, $\alpha_i = E_i / E_0$, E_i - усредненный модуль упругости для i -го участка образца, n - количество расчетных участков. Численная обработка данных эксперимента производилась на ПЭВМ при помощи программы на языке FORTRAN.

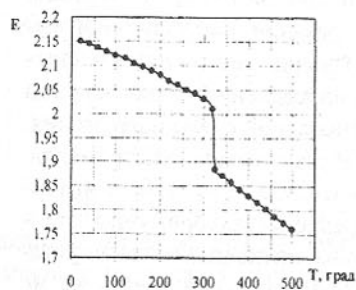


Рис. 2. Температурная диаграмма модуля упругости стали 40X

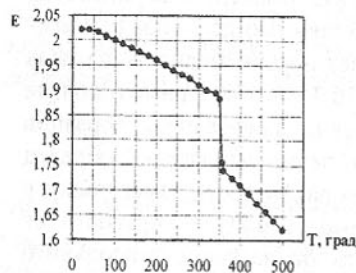


Рис. 3. Температурная диаграмма модуля упругости стали 45

В результате эксперимента были получены значения модуля упругости стали 45 и 40X в эксплуатационном диапазоне температур. Температурные диаграммы модуля упругости стали 40X и 45 приведены на рис. 2 и рис. 3. Было установлено, что для стали 40X в районе температур 320°C и для стали 45 в районе 350°C, соответствующих точкам мартенситного превращения, отмечается резкое увеличение дополнительного прогиба Δy , которое при обработке результатов дает скачек на температурной диаграмме модуля упругости на величину ΔE , равную соответственно $0,124 \times 10^{11}$ и $0,13 \times 10^{11}$ Па. Увеличение прогиба происходило практически при постоянной температуре. Интенсивность уменьшения модуля упругости после скачка значений существенно не изменилась. Статистический анализ температурных диаграмм показывает,

что с достаточной точностью характер температурной зависимости модуля упругости для стали 40X и 45 аппроксимируется зависимостью в виде квадратичной параболы с разрывом в точке критических температур

$$E(T) = E_0 - aT - bT^2, \quad \text{при } T < T_{кр};$$

$$E(T) = E_0 - \Delta E - a_1 T - b_1 T^2, \quad \text{при } T \geq T_{кр}.$$

Полученные в ходе эксперимента значения модуля упругости для различных температур определялись при непрерывном изменении тепловых условий, что неизбежно привело к релаксированному характеру модуля упругости. Однако в данном случае динамический характер изменения модуля упругости наиболее точно отражает условия работы осевого инструмента. Поэтому релаксированный характер модуля упругости следует рассматривать как одно из важнейших преимуществ полученных результатов. Использование же значений модуля упругости, полученных при каких-либо фиксированных температурах в данной постановке теплофизической задачи является неправомерным.

Таким образом, в результате проведенных исследований установлено, что температурная зависимость модуля упругости конструкционных сталей 40X и 45 носит прерывистый характер со скачками значений в точках, соответствующих температурам мартенситного превращения. Полученные в результате эксперимента температурные зависимости модуля упругости в аналитической и табличной форме позволяют выполнять расчеты температурной деформации инструмента в диапазоне рабочих температур с повышенной точностью.

Список литературы: 1. Резников А.Н. Современные задачи теплофизических исследований в области резания лезвийными инструментами и процесса шлифования // Теплофизика технологических процессов: Межвуз. науч. сб., Вып.2. - Саратов: Издание Саратовского унив. - 1975. - С. 3-13. 2. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур. - М.: Машиностроение, 1965. - 568 с. 3. Марочник сталей и сплавов / Сорокин В.Г., Волосникова А.В., Вяткин С.А., Гервасьев М.А. и др. - М.: Машиностроение, 1989. - 640 с. 4. Савицкий Е.М. Влияние температуры на механические свойства металлов и сплавов. - М.: Изд-во АН СССР, 1957. - 186 с. 5. Лозинский М.Г. Строение и свойства металлов при высоких температурах. - М.: Металлургиздат, 1963. - 536 с. 6. Кашталян Ю.А. Характеристики упругости материалов при высоких температурах. - К.: Наукова думка, 1970. - 112 с.

ПРОДОЛЬНЫЕ УДАРЫ ПРИ СПУСКЕ БУРОВОЙ КОЛОННЫ

Улитин Г.М. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The dynamical problem of boring machine is investigated. On its base two problems of longitudinal impact during a boring column descent are solved.

Strain calculations appearing in boring column during impact are shown.

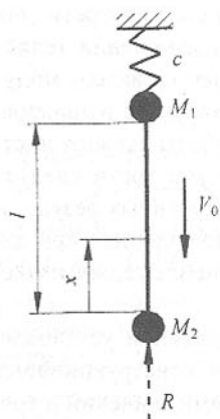


Рис.1. Схема буровой установки при продольном ударе

В работе [1] решена задача о продольном ударе в буровой колонне при ее контакте с забоем. В то же время, как показывает практика, продольные удары могут возникать при спуске буровой колонны в скважине. Здесь возможны два типа ударных процессов — при резком торможении талевой системы и при соскоке буровой колонны с выступа в скважине. Схема буровой установки для этих двух случаев изображена на рис. 1, где M_1 , M_2 — соответственно массы талевой системы и режущего инструмента, c — жесткость талевой системы, l — длина буровой колонны, v_0 — скорость опускания буровой колонны, R — реакция со стороны выступа.

Для изучения продольных колебаний $u(x, t)$ такой системы для двух случаев необходимо решить одну граничную задачу

$$\ddot{u} - a^2 u'' = 0; \quad (1)$$

$$M_1 \ddot{u}(l, t) + cu(l, t) + EFu'(l, t) = 0; \quad (2)$$

$$M_2 \ddot{u}(0, t) - EFu'(0, t) = 0, \quad (3)$$

но с различными начальными условиями.

Для первого случая начальные условия имеют вид

$$u(x, 0) = 0; \quad \dot{u}(x, 0) = -v_0 e(l - x), \quad (4)$$

а для второго —

$$u(x, 0) = \frac{mg}{2EF}(l^2 - x^2); \quad \dot{u}(x, 0) = 0, \quad (5)$$

где $a = \sqrt{\frac{EF}{m}}$ — скорость волны продольной деформации, EF — продольная жесткость, m — масса единичной длины, $e(x)$ — единичная функция.

Решение граничной задачи (1)-(3), полученное методом Фурье, представим в виде ряда

$$u(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} X_n(x)(A_n \cos \omega_n t + B_n \sin \omega_n t), \quad (6)$$

где $X_n(x) = \alpha_n \sin \frac{\lambda_n x}{l} - \beta_n \cos \frac{\lambda_n x}{l}$ — собственные функции граничной за-

дачи, $\omega_n = \frac{\lambda_n a}{l}$ — собственные частоты колебаний, A_n, B_n — произвольные постоянные, которые определяются из начальных условий.

Если подставить выражение (6) в граничные условия (2) и (3), то получим систему

$$\begin{aligned} &(-M_1 \omega_n^2 \sin \lambda_n + c \sin \lambda_n + EF \frac{\lambda_n}{l} \cos \lambda_n) \alpha_n + \\ &+ (-M_1 \omega_n^2 \cos \lambda_n + c \cos \lambda_n - EF \frac{\lambda_n}{l} \sin \lambda_n) \beta_n = 0; \end{aligned} \quad (7)$$

$$EF \frac{\lambda_n}{l} \alpha_n + M_2 \omega_n^2 \beta_n = 0.$$

Система (7) является однородной системой линейных алгебраических уравнений относительно коэффициентов α_n и β_n . Приравняв определитель этой системы к нулю, приходим к частотному уравнению для определения собственных значений λ_n , через которые вычисляются собственные частоты колебаний

$$\text{tg } \lambda_n = \frac{\lambda_n^2 (\xi_1 + \xi_2) - \chi}{\lambda_n^3 \xi_1 \xi_2 - \lambda_n (1 + \xi_2 \chi)}, \quad (8)$$

где $\chi = \frac{cl}{EF}$, $\xi_i = \frac{M_i}{ml}$ — безразмерные параметры, характеризующие жесткости и массы системы.

Из последнего уравнения системы (7) определяем отношение β_n / α_n , и тогда с точностью до произвольного множителя собственные функции примут вид

$$X_n(x) = \sin \frac{\lambda_n x}{l} - \frac{1}{\xi_2 \lambda_n} \cos \frac{\lambda_n x}{l}. \quad (9)$$

С учетом первых начальных условий (4) и (5) решения при резком торможении талевой системы и соскоке буровой колонны соответственно имеют вид

$$u(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} B_n X_n(x) \sin \omega_n t; \quad u(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n X_n(x) \cos \omega_n t.$$

Аналогично, как и в работе [2], можно показать, что собственные функции будут ортогональны с весом $\rho(x) = 1 + \xi_1 l \delta(x - l) + \xi_2 l \delta(x)$, где $\delta(x)$ — дельта-функция Дирака.

Граничную задачу (1)-(3) будем решать методом Фурье, для этого определим квадрат нормы собственных функций с учетом формулы (9)

$$\Delta_n^2 = \int_0^l X_n^2(x) \rho(x) dx = l \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2\xi_2^2 \lambda_n^2} \left(1 + \frac{1}{\xi_2} \right) + \xi_1 \sin^2 \lambda_n + \sin 2\lambda_n \left(\frac{1}{4\xi_2^2 \lambda_n^3} - \frac{1}{4\lambda_n} - \frac{\xi_1}{\xi_2 \lambda_n} \right) + \frac{\xi_1 \cos^2 \lambda_n}{\xi_2^2 \lambda_n^2} + \frac{\cos 2\lambda_n}{2\xi_2 \lambda_n^2} \right). \quad (10)$$

Формулу (10) можно получить непосредственно, вычисляя интеграл с учетом свойств дельта-функции или, используя свойства собственных функций [2].

Удовлетворяя начальным условиям (4), согласно схеме метода Фурье получаем решение граничной задачи для первого случая

$$B_n = \frac{v_0 l}{\omega_n \Delta_n^2} \left(\frac{\cos \lambda_n}{\lambda_n} \left(1 + \frac{\xi_1}{\xi_2} \right) + \sin \lambda_n \left(\frac{1}{\xi_2 \lambda_n^2} - \xi_1 \right) \right). \quad (11)$$

Аналогично из начальных условий (5) имеем для второго случая

$$A_n = \frac{mgl^3}{EF \Delta_n^2 \lambda_n^3} \left(\left(\frac{1}{\xi_2} - 1 \right) \cos \lambda_n - \left(\frac{1}{\xi_2 \lambda_n} + \lambda_n \right) \sin \lambda_n + 1 \right). \quad (12)$$

Тогда выражения для напряжений с учетом формул (10)-(12) при резком торможении талевого системы принимают вид

$$\sigma(x, t) = E \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{E}{l} \sum_{n=1}^{\infty} B_n \lambda_n \left(\cos \frac{\lambda_n x}{l} + \frac{1}{\xi_2 \lambda_n} \sin \frac{\lambda_n x}{l} \right) \sin \omega_n t,$$

а для соскока буровой колонны с выступа –

$$\sigma(x, t) = E \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{E}{l} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \lambda_n \left(\cos \frac{\lambda_n x}{l} + \frac{1}{\xi_2 \lambda_n} \sin \frac{\lambda_n x}{l} \right) \cos \omega_n t.$$

Полученные выражения для напряжений имеют одинаковую структуру, поэтому исследуем на максимум по x собственные функции

$$\left| \cos \frac{\lambda_n x}{l} + \frac{1}{\xi_2 \lambda_n} \sin \frac{\lambda_n x}{l} \right| = \sqrt{1 + \frac{1}{\xi_2^2 \lambda_n^2}} \left| \sin \left(\frac{\lambda_n x}{l} + \varphi_n \right) \right| \leq \sqrt{1 + \frac{1}{\lambda_n^2 \xi_2^2}},$$

где $\varphi_n = \arctg(\xi_2 \lambda_n)$.

Т.к. λ_n образуют монотонно возрастающую последовательность, то для всех n имеет место неравенство

$$\sqrt{1 + \frac{1}{\lambda_1^2 \xi_2^2}} \geq \sqrt{1 + \frac{1}{\lambda_n^2 \xi_2^2}}$$

и тогда максимальные по x напряжения будут соответственно иметь вид

$$\sigma(t) = \frac{E}{l} \sqrt{1 + \frac{1}{\lambda_1^2 \xi_2^2}} \sum_{n=1}^{\infty} B_n \lambda_n \sin \omega_n t; \quad (13)$$

$$\sigma(t) = \frac{E}{l} \sqrt{1 + \frac{1}{\lambda_1^2 \xi_2^2}} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \lambda_n \cos \omega_n t. \quad (14)$$

По формулам (13) и (14) были проведены вычисления безразмерных напряжений $\bar{\sigma}_{\max} = \frac{a}{v_0 E} \max |\sigma(t)|$ для первого случая и $\bar{\sigma}_{\max} = \frac{1}{\sigma_{cm}} \max |\sigma(t)|$

для второго случая, где σ_{cm} – напряжения от статической нагрузки. Результаты вычислений в зависимости от глубины бурения приведены на рис. 2, где линия 1 соответствует первому виду удара, а линия 2 – второму.

Из рис. 2 видно, что наиболее опасными являются напряжения, вызванные внезапным торможением при спуске, они превосходят напряжения при контакте колонны с забоем [1], что можно объяснить большей инерционностью системы. Напряжения, вызванные соскоком буровой колонны с выступа, не превосходят удвоенных от статических, что всегда учитывается при расчете на ударную нагрузку [2]. Для предельного случая больших глубин бурения они равны $2\sigma_{cm}$.

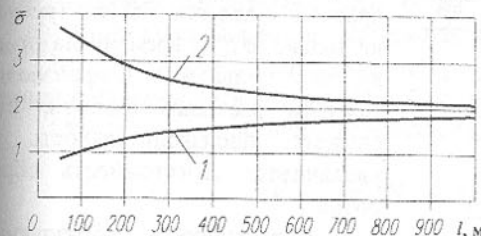


Рис. 2. Безразмерные напряжения при продольных ударах

Таким образом, метод Фурье позволяет изучить новые типы ударных процессов, возникающих при различных технологических режимах бурения. При этом напряжения для первого рассмотренного случая больше напряжений, вычисляемых по известным инженерным расчетным формулам. Поэтому для расчета буровых установок на ударные нагрузки необходимо учитывать этот факт.

Список литературы: 1. Улитин Г.М. Решение динамических задач на ударную нагрузку в буровых установках роторного типа // Вибрации в технике и технологиях. – 1988. – №2. – С.78-80. 2. Шевченко Ф.Л., Улитин Г.М. Динамічні задачі стержневих систем. – К.: ІСДО, 1995. – 100с.

ИНТЕНСИВНОСТЬ ОБРАЗОВАНИЯ УСТУПА НА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА ПРИ ВРЕЗНОМ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ.

Цокур В.П., Матюха П.Г., Стрелков В.Б. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The influence of a method of spark-erosive actions on intensity of shoulder formation is investigated at plunge-cut grinding of specimens, which length is less than height of a wheel. The ways of reduction of negative influence of shoulder

formation on the manufacturing cost and productivity of machining and also way of exception of shoulder formation are offered.

Врезное шлифование является одним из распространенных способов обработки. При этом способе шлифования высота шлифовального круга должна быть равна длине шлифуемой поверхности на заготовке. Вместе с тем реализовать это не всегда возможно, так как шлифовальные круги выпускаются промышленностью с определенными размерами по высоте. В результате при обработке на рабочей поверхности круга (РПК) образуется уступ, который впоследствии должен удаляться правкой. Удаление уступа требует не только затрат времени на правку, но и приводит к непроизводительным расходам алмазов, что снижает производительность и увеличивает себестоимость обработки.

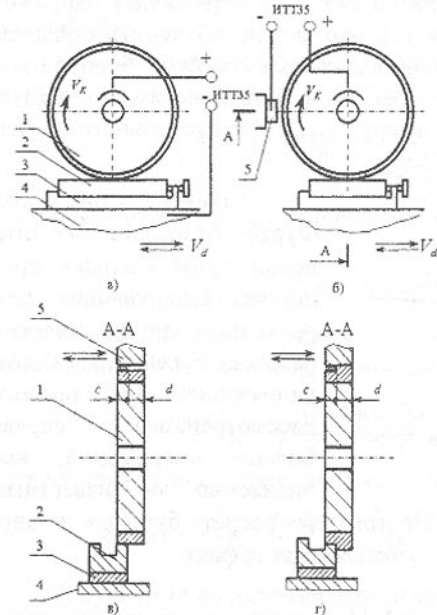


Рис. 1. Схемы врезного шлифования с электроэрозионным воздействием на РПК в зоне резания (а) и в автономной зоне (б, в, г).

модели 3Г71, модернизированном для осуществления электроэрозионных воздействий на режущую поверхность круга.

При шлифовании с электроэрозионным воздействием на РПК в зоне резания шлифовальный круг 1 подключается к положительному полюсу источника технологического тока, а магнитная плита 4 с установленными на ней струбиной 3 и образцом 2 — к отрицательному полюсу (рис. 1, а).

При шлифовании с электроэрозионным воздействием на РПК в автономной зоне положительный полюс источника технологического тока под-

ключается к шлифовальному кругу, а отрицательный — к электроду, расположенному в автономной зоне, не совпадающей с зоной резания (рис. 1, б). Перед экспериментом круг правили электроэрозионным способом с использованием источника технологического тока модели ИТТ-35. Охлаждение — 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды. Интенсивность образования уступа оценивали удельной высотой уступа K , представляющей собой высоту уступа, образующегося при сошлифовывании 1 мм^3 обрабатываемого материала, шириной круга, равной 1 мм .

$$K = \frac{h \cdot B_d}{V},$$

где h — высота уступа, мкм;

B_d — ширина шлифуемой поверхности;

V — объем сошлифованного материала, мм^3 .

Высоту уступа h определяли по профилограмме пластинки, обработанной врезным шлифованием поверхностью круга, имеющей уступ.

Объем сошлифованного материала рассчитывали по формуле

$$V = L \cdot B_d (H_n - H_k), \text{ мм}^3,$$

где L — длина образца, мм;

H_n, H_k — высота образца до и после шлифования, мм.

Как показали эксперименты, результаты которых приведены в таблице 1, на интенсивность образования уступа оказывает влияние схема подвода технологического тока, а также напряжение холостого хода. Так наибольшая интенсивность образования уступа наблюдается при подводе технологического тока в зону резания. Это объясняется тем, что инициирование электрических разрядов при подводе тока в зону резания происходит за счет кратковременного замыкания стружками межэлектродного промежутка (МЭП). В результате при подводе технологического тока в зону резания количество стружек, инициирующих разряды, превышает количество стружек, достигающих межэлектродного зазора между автономным электродом и связкой круга при подводе технологического тока в автономную зону. Поэтому при одном и том же напряжении холостого хода (за счет различного электрического сопротивления межэлектродного промежутка) средний ток при воздействии на РПК с подводом технологического тока в зону резания превышает средний ток при электроэрозионных воздействиях с подводом энергии в автономную зону, вызывая при этом более интенсивный износ шлифовального круга и образование уступа на рабочей поверхности инструмента.

По этой причине наименьшая интенсивность образования уступа наблюдается при шлифовании с подводом энергии в автономную зону с $U_{xx} = 35$ В и алмазном шлифовании без тока.

В процессе экспериментов было обнаружено, что электроэрозионные воздействия на поверхность круга, не участвующую в работе, при подводе тока в автономную зону отсутствуют, наоборот, она засаливается материалом автономного электрода.

Таблица 1. Интенсивность образования уступа на рабочей поверхности круга при шлифовании сплава ВТ14 кругом АС6 160/125-4. М2-01 (Ширина шлифуемой поверхности образца 7,5 мм, источник технологического тока – блок питания ИТТ-35).

№ п	Способ подвода техно- логи- ческого тока	Режимы обработки					Объем сошлифо- ванного материала V , мм ³	Величи- на усту- па на рабочей поверх- ности круга h , мкм	Удельная высота уступа K , $\frac{\text{мкм}}{\text{мм}^3} \cdot \text{мм}$
		механические			электрические				
		V_k , м/с	V_d , м/с	t , мм	U_{xx} , В	J_{cp} , А			
1	В зону резания	35	6	0,005	35	3,5	2234	32	$107,4 \cdot 10^{-3}$
2					50	7	2143	62	$217,0 \cdot 10^{-3}$
3					58	11	927	67	$542,0 \cdot 10^{-3}$
4					65	16	517	46	$667,0 \cdot 10^{-3}$
5	В ав- тоном- ную зону				35	1,5	6526	8	$9,1 \cdot 10^{-3}$
6					50	2,5	5850	10	$12,8 \cdot 10^{-3}$
7					65	4	6487	34	$39,3 \cdot 10^{-3}$
8	Без то- ка				-	-	13235	6	$3,4 \cdot 10^{-3}$

Для выяснения физической природы такой особенности рассмотрим рис. 1, в, г, на котором представлено сечение А-А зон правки и шлифования на рис. 1, б в начале (рис. 1, в) и в конце (рис. 1, г) шлифования.

Как видно из рисунка, в начале шлифования электрическое сопротивление МЭП неравномерно, так как в зоне с в зазор попадают стружки, а в зоне d они отсутствуют (см. рис. 1, в). По этой причине электрические разряды, проходящие по пути наименьшего электрического сопротивления, возникают лишь в зоне с, осуществляя удаление связки. В результате

удаляются и алмазы, образуя уступ. При этом межэлектродный зазор увеличивается, а средний ток начинает уменьшаться.

Чтобы увеличить средний ток, электрод перемещается в радиальном направлении к центру круга и часть рабочей поверхности круга d (см. рис. 1, г) начинает обрабатывать соответствующую поверхность автономного электрода. В это же время на участке с прекращают инициироваться разряды, осуществляющие электроэрозионное удаление связки.

Описанные явления полностью подтверждаются как видом РПК (участок d покрыт материалом электрода, а участок с – удаленной связкой), так и видом электрода (участок с поверхности имеет следы электрических разрядов, а участок d имеет светлый вид шлифованной поверхности).

Таким образом, избежать образования уступа на РПК при шлифовании образца, длина которого меньше высоты круга, с помощью различных схем электроэрозионных воздействий на РПК, осуществляемых одновременно с обработкой образца, невозможно. Наоборот электроэрозионные воздействия стимулируют образование уступа.

Для уменьшения отрицательного влияния образования уступа на производительность и себестоимость обработки рекомендуется:

- обработку осуществлять алмазным шлифованием с периодической правкой РПК электроэрозионным способом;
- удалять уступы с использованием высокопроизводительных комбинационных способов правки (А.С. №1555072, №1514589, №1355393).

Полностью исключить образование уступа на РПК возможно использованием при обработке шлифовальных кругов с плавно регулируемой высотой (А.С. №1645125А1), что позволяет превратить существующий дискретный ряд по высоте кругов в непрерывный.

ЭМУЛЯТОР ЭКСПЛУАТИРУЕМОЙ ДЕТАЛИ

Ченцов Н.А., Сулейманов С.Л., Ручко В.Н.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Real part activity emulation is possible to execute using statistics or laws of its technical state changing. The port emulating scheme under real plant conditions is elaborated and the experiment realization etaps are shows. The emulator allows to module the maintenance service activity of manufacturing shops.

Повышение эффективности функционирования ремонтной службы предприятия предполагает совершенствования методов решения ее задач. Сре-

робация подобных задач требует использования данных, определяемых изменением технического состояния (ТС) деталей оборудования в процессе эксплуатации. Такие данные включают статистики: сроков отказов и ремонтов деталей; объемов и сроков использования запасных частей; результатов диагностики; и т.д.

Известно [1], что для получения достоверных данных по апробации математических моделей, используемых в ремонтной службе, требуются значительные объемы статистической информации. Например, описание ресурса детали законом Вейбула требует проведение экспериментов по 30 деталям, что позволяет получить удовлетворительные значения доверительных границ.

В настоящее время в научных исследованиях используется три подхода к формированию подобных статистик:

- из результатов эксплуатации оборудования в условиях реального производства;
- в результате проведения экспериментов на физических моделях (лабораторные стенды);
- путем использования имитационных (математических) моделей оборудования, реализованных на компьютере.

Накопление необходимого объема статистических данных в условиях реального производства потребует от экспериментатора наблюдения за оборудованием в течение нескольких десятков лет. Ее получение с использованием лабораторных стендов так же потребует нескольких месяцев. Кроме этого, необходимы дополнительные затраты на лабораторные стенды, изнашиваемые детали, а также оплату за проведение экспериментов.

Альтернативой методам, основанным на физических моделях, можно считать использование имитационной модели детали оборудования, реализованной на компьютере. Такой подход к накоплению необходимого объема статистики потребует несколько секунд. Простота настройки имитационной модели на требуемые характеристики детали делает ее доступной при проведении экспериментов.

Один из подходов к структуре, содержанию и методу реализации имитационной модели детали, позволяющий получать изменения ее ТС, предложен в работе [2]. Однако для удобства проведения экспериментов и получения полноценной статистики необходимо обеспечить использование имитационной модели детали совместно с рядом других задач. Их совокупность названа эмулятором эксплуатируемой детали (эмулятор), схема которого приведена на рисунке 1. На схеме можно выделить исследуемую задачу и несколько укрупненных блоков, которые и составляют эмулятор.

Предложенная схема эмулятора обеспечивает одновременное прове-

дение исследований по нескольким деталям. С целью упрощения схемы приняты следующие допущения:

- исследуемые детали являются полностью независимыми и изменение ТС конкретной детали не оказывают влияние на ТС других деталей;
- аварийный отказ детали не приводит к изменению ТС деталей смежных с ней;
- вся совокупность факторов, оказывающих влияние на изменение ТС детали (нагрузки, прочностные и геометрические характеристики детали и т.д.) считаются стохастическими и учитываются законами распределения параметров имитационной модели детали.

Исследуемая задача является внешней по отношению к эмулятору. Ее содержание, принципы и методы решения, а так же накапливаемая внутри нее информация полностью определяются экспериментатором. Эмулятор, с позиции исследуемой задачи, обладает теми же свойствами, что и физическая деталь, находящаяся в эксплуатации.

При этом в исследуемую задачу с периодичностью Δt , например, равной одним суткам, передаются данные о текущем ТС детали Y . Передача этих данных осуществляется по прямой связи между исследуемой задачей и эмулятором. По обратной связи из исследуемой задачи в эмулятор может передаваться планируемый срок T_p ремонтного воздействия. Таким образом, исследуемая задача может влиять на изменение параметров эмулятора.

При разработке схемы эмулятора предполагалось, что он имитирует деталь, подвергаемую как постепенным, так и внезапным отказам. Для формирования свойств, характерных постепенным отказам, использована модель роста, позволяющая получить функцию $Y=f(T-T_n)$, где T_n – срок начала текущей реализации детали. Для определения сроков аварийных отказов использован закон распределения ресурса детали.

Еще одним свойством эмулятора является определение срока и вида ремонтного воздействия. По этим данным формируется агрегатный журнал, в котором накапливается статистика по ремонтным воздействиям, проведенным за время эксперимента.

Таким образом, можно видеть, что эмулятор представляет два вида данных:

- характеристику текущего ТС детали;
- вид и характер ремонтных воздействий, выполненных от начала эксперимента.

В эмуляторе можно выделить 6 укрупненных блоков. Первым из них является блок «Параметризация детали». Он обеспечивает получение математических ожиданий параметров детали, используемых для описания изменения ее ТС [3]. Кроме этого в нем определяют коэффициенты вари-



Рис. 1. Схема эмулятора изменения ТС деталей при эксплуатации.

ции по каждому параметру и вид закона его распределения. Для обеспечения моделирования аварийных отказов определяют вид и параметры закона распределения ресурса.

Получение параметров можно реализовать двумя способами: формальным S из статистики или вручную R . Получение параметров из статистики S предполагает наличие совокупности реально существующих кривых изменения ТС по детали. На основе этих кривых и определяются необходимые параметры. При ручном R вводе параметров предполагается, что исследователь задается свойствами модели и параметрами законов распределения. Полученные параметры определяются до начала эксперимента и в процессе его проведения не изменяются.

Блок «Настройка эмулятора» обеспечивает установку продолжительности эксперимента и первые значения случайных чисел, используемых при эмуляции значений параметров текущей реализации.

Описанные два блока используются один раз в каждом эксперименте. Последующие блоки используются многократно в ходе выполнения каждого эксперимента.

В блоке «Ремонтные воздействия» определяется необходимость ремонтного воздействия и его вид. На основе данных о выполненных ремонтных воздействиях формируется агрегатный журнал. Можно считать, что этот блок имитирует деятельность ремонтной службы по восстановлению работоспособного состояния оборудования.

Для определения параметров текущей реализации детали используется блок «Параметризация очередной реализации». В ходе проведения эксперимента по одной детали может быть получено несколько реализаций изменения ее ТС. Для этого используются параметры детали, определяемые в блоке «Параметризация детали» и случайные числа. Результатом является сгенерированная функция изменения ТС детали $Y=f(T-T_n)$, представленная полиномом 6-й степени; срок аварийного отказа T_A ; срок начала текущей реализации T_n .

В блоке «Оценка ТС» для текущей даты T из функции $Y=f(T-T_n)$ определяется текущее ТС детали. Данные о текущем ТС Y и текущая дата T передаются в исследуемую задачу по прямой связи.

Последним является блок «Эмуляция даты». В нем с периодичностью Δt определяется текущая дата T . Она сравнивается со сроком окончания эксперимента T_{max} , что обеспечивает его остановку. Если эксперимент не окончен, то дата T используется для определения срока ремонтного воздействия или текущего ТС детали.

Проведение эксперимента с использованием эмулятора требует выполнения ряда последовательных действий. Первым действием является разработка компьютерной программы, реализующей функции исследуемой задачи. Такая программа должна иметь имя «*zadach*» и в полном объеме реализовать все свойства исследуемой задачи. В программной реализации эмулятора принято:

- для каждого нового значения T эмулятор запускает программу «*zadach*»;
- программа «*zadach*» может использовать значения переменных Y и T , а так же данные агрегатного журнала;
- в программе «*zadach*» может определяться срок планового ремонта T_p , который передается в эмулятор и может использоваться для изменения его параметров.

Вторым действием можно считать формирование статистики, необ-

ходимой для параметризации деталей способом *S*. Такая статистика характеризует изменение ТС реально существующей детали (результаты диагностики) и может быть представлена в виде таблицы 1

Таблица 1. Исходная информация

ID	T	Y
1	12.01.99	0.1
2	12.01.99	3.4
...	...	...
7	31.01.99	6.3

Таблица имеет следующие колонки:

ID – идентификатор детали;

T – время измерения;

Y – измеренное текущее ТС детали.

Данные, содержащиеся в таблице, могут быть представлены в виде файла базы данных IS содержащего исходную статистику.

Используя данные файла IS эмулятора, автоматически определяется совокупность всех параметров детали, что соответствует режиму *S*. В случае необходимости эти параметры корректируются экспериментатором или вводятся вручную, что соответствует режиму *R*.

Третьим действием является настройка эксперимента. Она включает определение его продолжительности и ввод начальных случайных чисел. Необходимо отметить, если начальные случайные числа не изменяются, то изменения ТС в подобных реализациях различных экспериментов являются идентичными.

Четвертым действием является собственно запуск эмулятора и проведение эксперимента.

Для реализации перечисленных действий, используется специальная программная оболочка эмулятора, включающая следующие режимы:

- формирование файла IS исходной статистики;
- обработка IS и формирование файла параметров деталей (режим *S*);
- корректировка файла параметров детали (режим *R*);
- настройка эксперимента;
- запуск и выполнение эксперимента.

Выводы. Разработанная структура и состав эмулятора ТС детали при эксплуатации обеспечивает получение данных об изменении ТС нескольких реализаций по детали и ремонтных воздействий по ним.

К эмулятору может быть подключена для проведения исследований любая задача ремонтной службы, использующая данные о текущем ТС детали и (или) о выполненных ремонтных воздействиях.

Эмулятор реализован на компьютере, что обеспечивает проведение

эксперимента на виртуальной детали за несколько секунд, это аналогично проведенному эксперименту на физической детали в течение нескольких месяцев, лет.

Список литературы: 1. Надежность в технике. Система сбора и обработки информации. Планирование наблюдений. ГОСТ 27.502.-83. 2. Ченцов Н.А. Моделирование изменения технического состояния деталей механического оборудования //Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1997, вып.5. 3. Ченцов Н.А., Сулейманов С.Л., Ручко В.Н. Использование модели роста для аппроксимации функции скорости износа деталей механического оборудования //Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1999, вып.7. – 241с.

УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ ОБУЧЕНИЯ В УЧЕБНОМ ПРОЦЕССЕ

Шабайкович В.

(Технический университет, г. Жешув, Республика Польша)

The major factors, defining control system of quality preparation a technical experts in higher education are circumscribed. The necessity of system engineering inside learning process and on pre- and postprocesses are shown. Some examples of foreign practice are indicated. The necessary documentation is described.

Люди с высшим образованием являются важнейшим генетическим потенциалом любой нации и поэтому то, что сейчас закладывается в систему подготовки инженеров, страны даст результат только через 5-7 лет. Это особенно относится к специальностям инженера-механика (конструктор, технолог и др.) – движущей силе любого производства. При создавшемся положении существующей подготовки можно прогнозировать в ближайшем будущем их дефицит. Поэтому подъем качества обучения можно считать задачей актуальной, важной и весьма перспективной. Обеспечить такой подъем может система управления качеством обучения, в дальнейшем система, которая базируется на нормах ISO 9000-9004 и других. Поскольку прямой перенос норм из-за специфики обучения невозможен, то для обеспечения ощутимого роста качества подготовки специалистов потребуется ее доработка к особенностям учебного процесса. Такие

разработки в общем-то известны, однако многие из них относятся к типу «реформаторства» и вообще не имеют или имеют весьма низкие заложенные потенциальные возможности повышения качества обучения. Примером является украинская трехступенчатая система подготовки технических специалистов [1].

Краткие данные норм ISO 9000. Эти нормы разработаны применительно к повышению качества изделий на производстве. Они дают общие формулировки, не связанные со спецификой изделий или предприятий, регламентируют применение норм и разработку системы управления качеством [2]. ISO 9000-1 помогает ориентироваться в нормах, их применении, целях разработки и ответственности, способах оценки системы, функциях и получаемых эффектах. ISO 9000-2 приводит общие положения применения норм ISO 9001 – 9003, конкретизирует требования. Сущностью ISO 9001 являются требования по обеспечению качества и описанию системы управления качеством вне предприятия (работы по развитию, разработке, обслуживанию). Основные положения норм ISO 9002 (производство) и ISO 9003 (окончательный контроль) подобны ISO 9001, но отличаются более узкими действиями предприятия. Нормы ISO 9004 (ISO 9004-1 – 9004-6) описывают общий характер управления качеством и элементы системы (основные понятия, ответственность руководства, элементы системы, финансовые решения, маркетинг качества в проектировании, обеспечении, процессах управления, планирования, улучшения, контроля, коррекционных действиях, документах, безопасности изделия и применения статистических методов. Известны также нормы ISO 10011 (проверка системы), ISO 10013 – разработка книги качества, ISO 10012 – измерения. Важнейшими, действующими на систему факторами, считаются: политика качества, организационная структура, проведение работ по развитию и производству, производственные процессы и сами изделия. Основными документами являются: книга качества (основные элементы системы), процедуры отдельных элементов и инструкции.

Поскольку эти нормы носят общий регламентирующий характер, имеют международное значение, то при применении к конкретному объекту требуется их правильное толкование, а это, как известно, зависит от многих факторов, в том числе и субъективных, и может быть источником некоторого круга ошибок.

Общие положения системы управления качеством обучения. Объектом системы является качество обучения студентов (оказание услуг), т.е. формирование заданного объема знаний и практических навыков. Оценка функционирования системы должна выполняться по изменению показателей качества обучения. Если такие показатели в производстве хорошо известны, то для учебного процесса они потребуют определенной

доработки. В настоящее время создалось вообще непонятное положение: многие говорят о качестве обучения вообще, т.е. фактически предлагается оценивать систему по качественному показателю «лучше - хуже» или по оценкам студентов, которые также являются со стороны студентов случайными и выборочными, а преподавателя – субъективными. Объективные показатели качества пока не используются. Предлагаемыми показателями качества обучения могут быть: общий технический кругозор, творческое мышление, глубокое усвоение программы обучения, уровень полученных знаний, практические навыки использования полученных знаний, инженерная исполнительность, менеджерность, практическая работа на компьютере, знание иностранных языков. Получение количественных оценок этих показателей обеспечивается экспертным методом [3], который должен постоянно совершенствоваться. Оценки студентов могут быть объективизированы путем применения компьютеров, когда за каждую текущую работу на них автоматически выставляется оценка (непрерывность оценивания качества решения во время процесса обучения) и в конце выводится средняя, или оценивание знаний по предмету другими незаинтересованными преподавателями, а не проводившими такое обучение.

При разработке такой системы упор следует делать не на качество вообще, а на сам процесс управления отдельными взаимосвязанными показателями качества. Главной частью системы является учебный процесс и все факторы, которые на него влияют и которыми следует управлять. Дополнительно выделяется предпроцессный этап, обеспечивающий определенный исходный уровень начальных знаний или подготовленности абитуриентов, и постпроцессный – являющийся обратной связью или производственной оценкой функционирования системы, т.е. также управляемыми факторами повышения качества по требованиям производства. Главным в системе является студент (субъект системы), который в результате функционирования системы получает определенный объем знаний и практических навыков, необходимых для успешной работы по специальности. Известно, что образование должно быть направлено в том числе на формирование личности, выявление наиболее ценных качеств студента, всемерное их раскрытие и обращение на пользу общества. При этом не следует забывать, что студента научить нельзя, он может научиться только сам, а это существенно переориентирует систему. Далее, система должна быть гибкой, т.е. обеспечивать индивидуализацию обучения и, как следствие, иметь различные уровни подготовки студентов, естественно при каком-то обоснованном минимальном. Это полностью отвечает характеру инженерной работы на производстве, где действительными разработчиками научно-технического прогресса является наиболее талантливая часть инженеров, составляющая 5-10% от их общего количества. Поэтому система

должна быть сориентирована на подготовку различных групп будущих инженеров, в зависимости от их способностей. На систему, безусловно, будет воздействовать внешняя среда и в первую очередь - состояние экономики страны. Система также не должна быть заформализованной, ибо бюрократические системы ничего хорошего дать не могут кроме бюрократов-чиновников от качества.

Система должна обладать новизной и дополнительной эффективностью, что может ей при разработке обеспечить использование инновационной методики решения отдельных вопросов. Можно считать, что инновационность обучения должна быть приоритетной в системе. Кроме того, система должна быть полностью или хотя бы частично компьютеризированной.

Поскольку система в учебном процессе будет действовать совместно с другими системами высшего образования, то с точки зрения ее документального сопровождения, необходимая документация не должна дублировать имеющиеся документы, исключая бюрократизацию. Все вопросы, относящиеся к повышению качества, входят в систему, остальные должны быть отнесены к другим, имеющим распространение в институте. В противном случае может произойти размывание и засорение системы. Так как система является комплексной, то ее внедрение и должно это предусматривать, т.е. внедряться она должна в комплексно целые подразделения, например, институты, а не кафедры или даже деканаты. При нарушении этого положения ее потенциальные возможности снижаются прямо пропорционально количеству частичности захваченных циклов. Попытки внедрения ее, к примеру, на одной лишь кафедре равносильно результатам производственного внедрения системы качества только на одно из многих выпускаемых изделий, т.е. будет наблюдаться закладываемое понижение эффективности.

Структура системы представлена на рис.1, в которой выделено десять групп влияющих факторов, объединенных в свои подсистемы. Каждая из подсистем формирует показатели качества обучения. Между отдельными факторами и показателями качества существуют сложные взаимосвязи и влияния, что и должно быть объектом исследований в учебном процессе. Очевидно, что здесь имеется широкое поле для многопараметрической оптимизации показателей качества, исследования иерархических связей обуславливающих факторов и многое другое. При сравнении с объемом проводимых в институтах научных исследований, дидактические - ничтожно малы, хотя потенциальные возможности имеют достаточно высокие.

Основными, выделенными подсистемами, можно считать:

- материально-техническое обеспечение обучения (1 на рис.1);
- квалификация преподавательского состава (2);

- организация учебного процесса (3);
- методология обучения (4);
- финансовое обеспечение мероприятий повышения качества (5);
- уровень начальной подготовки абитуриентов (6);
- опыт и квалификация разработчиков системы (7);
- сопроводительная документация (8);
- данные обратных связей функционирования системы (9);
- взаимосвязи подсистем и управляемость процессом (10).

Структура системы должна предусматривать ее построение по вертикали (кафедра-деканат-институт-министерство) и горизонтали – указанные и другие подсистемы, системы.

Материально-техническая база – это одна из главнейших подсистем.

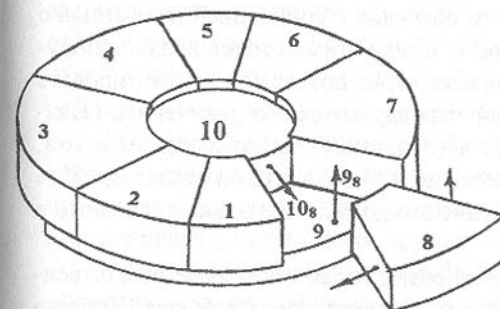


Рис.1. Структура системы управления качеством обучения.

К сожалению, во многих случаях в лабораториях, мастерских институтов встречаемся с музейными экспонатами оборудования или оснащения, настоящее место которых в музеях техники прошлых лет. Это связано с недостаточным финансированием образования и технических вузов. И это будет продолжаться до тех пор, пока финансирование не будет отнесено к при-

оритетным направлениям, а не остаточным, как это делается в некоторых странах, в том числе Польше и Украине сейчас. Создается даже впечатление, что закладывается мина замедленного действия на 5 – 7 лет. Основными факторами подсистемы можно считать: современность оборудования, технического оснащения, приборов и аппаратуры, компьютеризация, современность дидактического обеспечения, информированность, поддержание всего в работоспособном состоянии, степень обновляемости.

Квалификация преподавательского состава также одна из важнейших подсистем. Одним из препятствий в обеспечении высокой квалификации является низкая оплата труда и нежелание специалистов работать в таких плохих условиях. Основными факторами являются: научный и педагогический уровни преподавателя, умение обучать, объем нагрузки, проведение научных исследований в науке и дидактике, наличие научной школы, открытость восприятия нового материала, способность к анализу и синтезу информации, повышаемость квалификации, научно-дидактические публикации, стаж преподавательской работы, адаптируемость к новым изме-

нящимся условиям.

Методология обучения способна оказывать очень большое влияние на качество обучения и складывается она из целого ряда известных методик. Основными факторами этой подсистемы можно считать: современность учебных планов, наполнение предметов, соотношение лекций, практических занятий, проектов и самостоятельной работы, современные методы обучения, оптимизация и индивидуализация процесса обучения, инженеризация фундаментальных предметов, проведение практик, курсового и дипломного проектирования, увеличение часов работы с компьютерами, профилизация кафедр, предметная библиографическая информированность. Задача состоит в изменении системы подготовки специалистов в направлении не простой передачи готовых знаний студентам, а выработке практических навыков применения получаемых знаний. В этом плане важно использование методов активного обучения с концепцией предметного содержания инженерной деятельности. Среди этих методов должны получить широкое распространение деловые игры, позволяющие имитировать деятельность специалиста при различных вариантах и ограничениях решения проблем. Известны результаты исследований, заключающиеся в том, что в памяти человека запечатлевается до 90% того, что он делает, до 50% - видит, только 10% - слышит и именно это должно быть также заложено в систему.

Организация учебного процесса очень емкая и не менее ответственная подсистема, которая способна нивелировать все остальные. Хорошо известно, что при плохой организации даже отлично разработанный процесс функционировать не будет. Эта подсистема должна обеспечить четкую работу целой системы. Основные факторы подсистемы это: оптимизация структуры процесса, организации, четкость и непрерывность его проведения, группирование студентов по уровням подготовки с целью индивидуализации обучения, приобщение к научно-исследовательской, дидактической работе, чтение лекций ведущими специалистами, организация восполнения пробелов знаний, контроль функционирования, маркетинговые внутренние и внешние исследования, организация практик, экскурсий, знакомство с передовыми организациями учебного процесса. В этом плане весьма полезно знание современной теории управления Деминга [4], положения которой следует закладывать в систему.

Подсистема финансового обеспечения мероприятий повышения качества обучения – это в общем-то также база функционирования, а возможно и существования системы. Необеспеченность финансами любых реформ, систем, мероприятий в конечном итоге уменьшает их эффективность, а иногда может привести и к отрицательным результатам. Таких примеров более чем достаточно, особенно сейчас. Основными факторами

подсистемы являются: соотношение выделенной и требуемой сумм, возможность получения дополнительного финансирования за счет научно-производственной деятельности, коммерционности обучения, спонсирования, материальная заинтересованность персонала. К примеру, одинаковая или почти одинаковая оплата труда высококвалифицированных и менее квалифицированных преподавателей одного уровня, вообще работников – явление недопустимое.

Подсистема уровня начальной подготовки абитуриентов как будто лежит за пределами системы, но это не так, т.к. она является одним из ее входных данных и поэтому должна обязательно учитываться. Основные влияющие факторы: освоение школьной программы обучения, полученный уровень знаний, практических навыков, общий кругозор, любознательность, открытость восприятия знаний, желание получить избранную специальность, организованность. Обеспечение высокого уровня потребует настоящей реформы школы, предложения о которой пока дискуссионные и решаться могут по-разному. Примером неудачности такой школьной реформы можно признать польский вариант, когда количество школ просто сокращается из-за отсутствия финансирования вопреки интересам населения. Одно из решений видится в создании специализированных по направлениям выпускных классов, целых спецшкол, подчинение выпускных классов институтам и многое другое.

Опыт и квалификация разработчиков системы также определяют ее эффективность функционирования через глубину проработки. Основное внимание должно быть уделено правильному раскрытию механизма формирования показателей качества обучения, доведенным до каждого отдельного исполнителя. Основными факторами подсистемы можно считать: научно-технический уровень разработчиков, информационную обеспеченность и возможность заложения нового в систему, стратегию и тактику разработки, стаж разработчиков в области таких систем, их публикации по предмету разработки.

Сопроводительная документация должна фиксировать только сам механизм управления показателями качества обучения, не повторяя и дублируя документацию других систем деятельности институтов. Основными документами являются: общий и развернутый план повышения показателей качества обучения, необходимые процедуры и развивающие их инструкции, книга качества. В планах повышения показателей качества должны быть раскрыты все мероприятия на уровне конкретного механизма управления, в процедурах и инструкциях – детально описаны способы действий по отдельным факторам или их группами, в книге качества – политика качества, цель, задачи и оценка функционирования системы, ее структура, механизм управления, контроль и корректируемость процесса.

При этом, количество созданных бумаг прямопропорционально ведет к уменьшению качества процесса.

Структура системы по-видимому была бы неполной, если не выделить еще две подсистемы, а именно, данные обратных связей функционирования и взаимосвязи подсистем и управляемость процессом. Данные обратных связей должны рассматриваться на внешнем и внутреннем уровнях. Внутренний уровень охватывает результаты совместного функционирования подсистем, а внешний – результаты работы специалиста на производстве. Основными факторами могут быть: различные виды анкетирования, оценки функционирования, замечания, результаты контроля, отзывы с производства закончивших институт специалистов и руководства, результаты функционирования других систем, материалы прессы, телевидения, различные пожелания и предложения.

Компактность взаимосвязей всех подсистем и их управляемость также оказывает свое влияние на качество обучения. Громоздкость, сложность не могут давать высокого качества обучения. Поэтому к влияющим факторам можно отнести: простота системы, минимальность потоков и потерь информации, циклы прохождения информации, четкость отработки информации, стыкуемость подсистем, диагностичность и контролируемость, коррегируемость, простота управления, реагируемость.

Формализация процесса управления качеством обучения. Для раскрытия механизма управляемости показателями качества обучения формализация процесса управления показателями качества обучения может быть выполнена с помощью теории матриц [5]. Влияние отдельных факторов на показатели качества, к примеру, может быть описано матричным уравнением $Y=KX$

$$\begin{pmatrix} y_1^2 & k_{y1}^2 \\ y_2^2 & k_{y2}^2 \\ \vdots & \vdots \\ y_m^2 & k_{ym}^2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_{11}^2 & k_{12}^2 & k_{13}^2 & \dots & k_{1n}^2 \\ k_{21}^2 & k_{22}^2 & k_{23}^2 & \dots & k_{2n}^2 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ k_{m1}^2 & k_{m2}^2 & k_{m3}^2 & \dots & k_{mn}^2 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x_1^2 & k_{x1}^2 \\ x_2^2 & k_{x2}^2 \\ \vdots & \vdots \\ x_n^2 & k_{xn}^2 \end{pmatrix} \quad (1)$$

где x_i – факторы, воздействующие на показатели качества в системе; k_{xi} – коэффициенты их рассеивания; k_{ij} – коэффициенты управляемости процессом обучения; y_j – показатели качества обучения; k_{yj} – коэффициенты их рассеивания. Матрица управления процессом обучения K и описывает оказываемое влияние действующих факторов в системе, т.е. наглядно показывает как формируются отдельные показатели качества обучения. Характер их изменения позволяет описать и решить задачу повышения показателей качества обучения: $x_i \Rightarrow k_{ij} \Rightarrow y_j$. Если определить матрицу управления процессом обучения, а это сделать не так просто, то можно детально опи-

сать и исследовать механизм управления качеством обучения в принятых условиях функционирования системы, т.е. показать, как действующие факторы формируют отдельные показатели качества обучения.

Резюме. Система управления качеством обучения не может быть получена прямым переносом международных норм ISO 9000 и требует существенной доработки к условиям и особенностям протекания учебного процесса. Эти нормы могут быть лишь базой разработки системы. Модель структуры предложенной системы содержит 10 взаимосвязанных подсистем, которые своими действующими факторами формируют показатели качества обучения. Система должна захватывать также предпроцессный (подготовка абитуриентов) и постпроцессный (работа специалиста на предприятии) этапы, не быть забюрократизированной и внедряться в комплексно целые подразделения. При нарушении таких общих положений функционирования системы ее потенциальные возможности снижаются прямопропорционально количеству частично захваченным неполным циклам. Характерными ошибками таких систем являются недостаточно глубокая их разработка (в основном неполное раскрытие потенциальных возможностей механизма управления показателями качества) и чрезмерное увеличение сопроводительной документации с уделением этому основного внимания (бумажное качество). Механизм управления показателями качества обучения может быть раскрыт с помощью матричных уравнений, описывающих взаимосвязи и влияние действующих факторов подсистем на отдельные показатели через матрицу управления процессом обучения.

Литература: 1. Шабайкович В.А. Выживаемость высшего образования на этапе становления рыночных отношений. Интеграция образования, науки и производства. Луцк, 1995. 2. Poradnik wdrazania systemu zarzadzania jakością wg ISO 9000. Jorg-Peter Brauer, Ernst Ulrich Kuhme. Oficyna Wydawnicza Spectrum, Warszawa, 1999. 3. Джонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента. –М.: Мир, 1990. 4. William J. Latzko, David M. Saunders. Four Days with Dr. Deming. A Strategy for Modern Methods of Management. Addison Wesley Longman, Inc. 1995. 5. Гантмахер Ф.Р. Теория матриц. –М.: Наука, 1986.

НЕЙРОСЕТОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В ЗАДАЧАХ ОПТИМИЗАЦИИ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА.

Шамаев В.В., Едемская Е.Н., Ефименко К.Н., Павлыш Э.В.
(ДонГТУ, Донецк, Украина)

The opportunity of parallel processing of information in a neyronet technology

На рубеже тысячелетий практически не осталось не одной отрасли человеческой деятельности, развитие которой бы не определялось уровнем наукоемкости и применяемыми информационными технологиями.

Современные проблемы высокотехнологичных отраслей (в частности, машиностроительной промышленности) характеризуются высокой степенью распараллеленности обработки информации, что позволяет использовать нейросетевые технологии для решения задач комбинаторной оптимизации. Среди оптимизационных задач, эффективно решаемых нейросетевыми методами, для машиностроения в первую очередь следует отметить задачи транспортно-ориентированной оптимизации (например, задача коммивояжера и ее модификации), задачи распределения ресурсов (задача о назначениях персонала, задача целеуказаний) и другие.

Решение таких задач традиционными методами математического программирования, большинство из которых изначально ориентировано на вычислительную технику с последовательной архитектурой, сопряжено с значительными временными затратами, неприемлемыми в целом ряде случаев. При соответствующей аппаратной поддержке нейросетевые методы позволяют значительно повысить оперативность решения данного класса задач, сохраняя высокую точность результата. Для таких сложных задач, как например, задачи распределения разнородных ресурсов по объектам назначения, близкие к оптимальным решения могут быть получены с использованием многопроцессорных ускорительных плат¹. При этом увеличение количества параллельно работающих процессоров позволяет обеспечить рост производительности почти пропорциональный числу процессоров, что подтверждается экспериментальными полученными результатами.

Одной из особенностей нейросетевых методов обработки информации является высокая параллельность вычислений и, следовательно, целесообразность использования специальных средств аппаратной поддержки.

В значительной мере успех в решении рассмотренных задач обусловлен использованием оригинальных ускорительных плат (в т.ч. и выпускаемых в странах СНГ). Такие платы работают параллельно с процессором обыкновенного персонального компьютера и несут на себе основную нагрузку, превращая основной процессор компьютера в устройство управления и обслуживания мощных вычислительных средств, расположенных на ускорительной плате.

Для проведения работы были рассмотрены многопроцессорные ус-

корительные платы МЦ5.001 и МЦ5.002. Первая из них имеет в своем составе 4 микропроцессора TMS320C40 с тактовой частотой 50 МГц и пиковой производительностью 275 MIPS. Каждый процессор имеет свою локальную статическую память объемом 1 МВ. К двум процессорам дополнительно подключены два блока динамической памяти объемом по 16 МВ каждый. К одному из процессоров подключена также статическая память объемом 1 МВ, используемая для обмена данными с ПК. Процессоры соединены друг с другом специальными высокоскоростными каналами с пропускной способностью 20 МВ/с каждый. Нарастивание и комплексирование плат осуществляется на материнской плате ПК с помощью шины ISA. Ускорительная плата серии МЦ5.002 содержит 6 процессоров TMS320C40 и конструктивно выполнена в стандарте VME, что позволяет использовать ее в мобильных системах, расположенных на управляющих аппаратах в цехах машиностроительных предприятий. Подробное описание ускорительных плат МЦ5.001 и МЦ5.002 приведено в [1,2].

Лабораторные исследования показали, что многопроцессорные ускорительные платы повышают эффективность использования нейросетевых методов обработки информации. Увеличение количества параллельно работающих процессоров позволяет обеспечить рост производительности почти пропорциональный числу процессоров, что подтверждается экспериментальными полученными графиками, представленными на рис. 1. Однако существующая тенденция к возрастанию объемов вычислений приводит к необходимости дальнейшего наращивания производительности нейрокомпьютеров.

В связи с этим в последнее время ведется разработка нейрокомпьютеров [3], совмещающих в себе как универсальный вычислитель, так и специализированное вычислительное устройство, ориентированное на выполнение базовых нейросетевых операций. Нейропроцессор такого нейрокомпьютера состоит из двух основных блоков: скалярного, выполняющего роль универсального вычислительного устройства, и векторного, ориентированного на выполнение векторно-матричных операций. Скалярное устройство обеспечивает интерфейсы с памятью и 2 коммуникационными портами, позволяющими объединять процессоры в вычислительные сети различной конфигурации. Основное назначение скалярного устройства - подготовка данных для векторной части процессора. Для этого существует несколько режимов адресации, интерфейс с памятью, наборы арифметических и логических операций, возможность работы с регистровыми парами. Скалярное устройство имеет адресных регистров и такое же количество регистров общего назначения разрядностью 32 бита каждый.

Центральным звеном нейропроцессора является целочисленное векторное устройство, обладающее возможностями обработки данных

¹ Так например, применение 4-х процессорной платы TMS320C40 (разработчик НТЦ «Модуль», Россия) позволяет получить решение менее чем за 0,3 секунды.

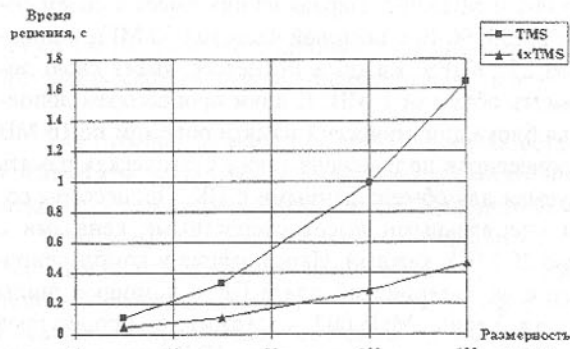


Рис. 1. Графики среднего времени решения задачи распределения ресурсов, на одном и четырех процессорах TMS320C40.

различной разрядности. Оно оперирует 64-разрядными словами, которые могут быть разбиты на целочисленные составляющие практически произвольной разрядности в пределах от 1 до 64 бит. На каждую инструкцию векторного процессора затрачивается от 1 до 32 тактов. При этом одновременно обрабатывается до

32 64-разрядных слов. Для организации непрерывной подачи данных в операционное устройство (ОУ) векторного процессора используются внутренние блоки памяти, называемые векторными регистрами, выполняющими роль буфера операндов, буфера для хранения матрицы весов, очереди результатов. При выполнении команды в операционном устройстве операнды по очереди извлекаются из внутреннего буфера и подаются на один из входов ОУ. Внутри ОУ производятся вычисления, а их результат заносится в буфер результатов. Векторные инструкции, хотя и занимают несколько тактов процессорного времени, могут выполняться параллельно с инструкциями скалярного процессора. Таким образом, процессор рассчитан на высокопроизводительную обработку больших массивов целочисленных данных.

Нейропроцессор выполняется по технологии 0,25 мкм. При тактовой частоте всего 33 МГц, на специальных векторно-матричных операциях он позволяет увеличить производительность в десятки и сотни раз по сравнению с процессором TMS320C40. Благодаря наличию коммуникационных портов с интерфейсом, идентичным портам TMS320C40, нейропроцессор может быть интегрирован в гетерогенную многопроцессорную систему. Примеры построения подобных систем приводятся в работе [3].

Для успешного решения поставленной проблемы не менее важным компонентом является программное обеспечение по реализации нейросетевых технологий. Программное обеспечение разрабатывается уже в течение длительного периода, однако, нельзя не отметить тот факт, что реальные результаты практического применения нейросетевых технологий, особенно в странах СНГ, пока немногочисленны.

Отчасти это можно объяснить следующими причинами:

- использование аппарата ИНС имеет свои особенности, которые не свойственны традиционным методам;
- путь от теории нейронных сетей к их практическому использованию требует соответствующей адаптации методологий, отработанных первоначально на модельных задачах;
- вычислительная техника с традиционной архитектурой не лучшим образом приспособлена для реализации нейросетевых методов.

Так, например, один из известных нейросетевых коммерческих продуктов - пакет «BrainMaker» фирмы California Scientific Software принципиально рассчитан на широкий круг высококвалифицированных пользователей и используется, в частности, в качестве инструмента менеджмента. Однако максимальный эффект от применения этого пакета может быть получен лишь опытными пользователями, знакомыми с основами теории нейронных сетей.

Принимая вышеотмеченное во внимание, на основании результатов проведенного авторами анализа программных нейросетевых продуктов считаем целесообразным рекомендовать для применения следующие разработки:

NeuroShell 2 - программная среда с дружелюбным и интуитивно понятным интерфейсом, в которой реализованы наиболее распространенные и эффективные нейросетевые архитектуры. Этот программный продукт удовлетворяет требованиям и новичка, и профессионала. *NeuroShell* сопровождается целая серия дополнений, которые могут существенно упростить решение ряда специфических задач.

GeneHunter - использует генетические алгоритмы для решения весьма сложных комбинаторных и оптимизационных задач. *GeneHunter* является надстройкой Microsoft Excel, то есть пользователь решает свои задачи непосредственно из рабочего листа, содержащего данные. Кроме того, в состав *GeneHunter* входит динамическая библиотека функций генетических алгоритмов, совместимая с NeuroWindows, что позволяет пользователю создавать мощные гибридные системы, сочетающие нейронные сети и генетические алгоритмы.

В состав серии нейросетевых продуктов входят:

- NeuroShell Predictor - Предсказатель.
- NeuroShell Classifier - Классификатор.
- NeuroShell Run-Time Server - Генератор автономных файлов.

NeuroShell Predictor - дает возможность с легкостью создавать системы для решения задач прогнозирования и предсказания на основе имеющейся базы данных. Это могут быть предсказания следующих значений параметров временного ряда, например, оценка какой-либо величины, определяемой набором независимых факторов.

NeuroShell Classifier - предназначен для решения задач распознавания образов, связанных с определением принадлежности предъявляемого образа (ситуации) к той или иной категории. Например, вырабатывать управляющий сигнал для технологических процессов.

NeuroWindows представляет собой динамическую библиотеку нейросетевых функций, с помощью которых программист в состоянии построить нейросетевые структуры практически произвольной архитектуры.

NeuroShell Run-Time Server - содержит ряд программ, которые позволяют использовать сети, созданные с помощью *NeuroShell Predictor* и *NeuroShell Classifier*, либо из рабочих листов Microsoft® Excel™, либо в собственных программах.

Порядок решения указанных задач сводится к следующему:

- готовится файл данных, содержащий объекты распознавания;
- указывается, в каких ячейках содержатся входные (независимые) переменные и зависимая переменная (выход нейросети);
- выбирается стратегия тренировки - нейросетевая или генетическая;
- тренируется сеть;
- сеть используется для прогноза (классификации) существующих или новых данных.

Выводы.

Для решения поставленной задачи целесообразно и перспективно применение нейрокомпьютеров, для которых в настоящее время разработано аппаратное обеспечение и достаточный ассортимент программных продуктов, позволяющих успешно решать задачи комбинаторной оптимизации. Приведен порядок (процедура) решения задач.

Нейросетевые архитектуры, лежащие в основе программного обеспечения задач оптимизации, являются самыми последними достижениями научного поиска. Результатом этого научного поиска является создание алгоритма «самопостроения» нейронной сети, обладающей высокими скоростями обучения. Эти программы чрезвычайно просты в использовании. Теперь пользователь должен сосредоточиться только на формулировке задачи, все остальное программы данной серии сделают сами.

Список литературы: 1. Аппаратная реализация ускорителя нейровычислений. А.В. Бочаров, А.С. Грошев, М.В. Захватов. Известия вузов. Приборостроение. 1995. Т.38.- № 1-2. 2. Погорилый А.И. Многопроцессорные вычислительные модули на базе микропроцессоров TMS320C40. Известия вузов. Приборостроение. 1996. Т.39.- № 7. 3. Вискне П.Е., Фомин Д.В., Черников В.М. Однокристалльный цифровой процессор с переменной разрядностью операндов. Известия вузов. Приборостроение. 1996. Т. 39. - № 7. 4. Яфраков М.Ф., Корчагина Л.И. Особенности комплексного подхода

к нейрокомпьютерингу. Известия вузов. Приборостроение. 1997. Т.40. - № 3. 5. McCulloch W.S., Pitts W. A logical calculus of the ideas immanent in nervous activity. Bulletin of Mathematical Biophysics. 1943. Vol.5. 6. Rosenblatt F. The perceptron: a probabilistic model for information storage and organization in the brain. Psychological Review. 1958. Vol. 65. 7. Галушкин А.И. Нейрокомпьютеры в разработках военной техники США. Зарубежная радиоэлектроника. 1995.- № 5.

ОБОБЩЕННАЯ ПОПЕРЕЧНАЯ СИЛА В ПЛОСКИХ СТЕРЖНЯХ ПРИ ПРОСТРАНСТВЕННОМ ЗАГРУЖЕНИИ

Шевченко Ф.Л., Нижник А.В. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Generalized cross force in flat curve rods in case of any loading

В машиностроении встречаются плоские кривые стержневые системы с произвольной нагрузкой, которую можно представить в проекциях на координатные оси, т.е. любую нагрузку можно заменить нормальной q и касательной t к геометрической оси стержня в плоскости упругой системы, нормальной $\bar{q}$ к плоскости, а так же соответствующими моментами в этих трёх направлениях. В соответствии с такой нагрузкой в поперечном сечении стержня может возникать шесть внутренних силовых факторов: изгибающие моменты M_y в плоскости и M_z из плоскости упругой системы, соответствующие им поперечные силы Q_z и Q_y , крутящий момент M_x и продольное усилие N . Подобно тому как это предложено П.М. Варваком [1] для балок здесь уместно также ввести понятие обобщённой поперечной силы Q^* , которая равна сумме проекций всех внешних нагрузок, взятых с одной стороны от сечения, на соответствующую координатную ось. Для иллюстрации вычисления внутренних силовых факторов рассмотрим четверть кольца с произвольной нагрузкой.

При нагрузках в плоскости кольца (рис.1) выполняются дифференциальные зависимости [2]:

$$\frac{dM_y(\varphi)}{d\varphi} = Q_z(\varphi)R + mR, \quad \frac{dQ_z(\varphi)}{d\varphi} = qR - N, \quad \frac{dN}{d\varphi} = tR + Q_z(\varphi). \quad (1)$$

От равномерно распределенной нагрузки q , действующей в плоскости кольца, возникают силовые факторы, рис.1,а: изгибающий момент относительно вертикальной оси y , перпендикулярной плоскости стержня,

$$M_y(\varphi) = \int_0^\varphi qRd\psi R \sin \psi = qR^2(1 - \cos \varphi),$$

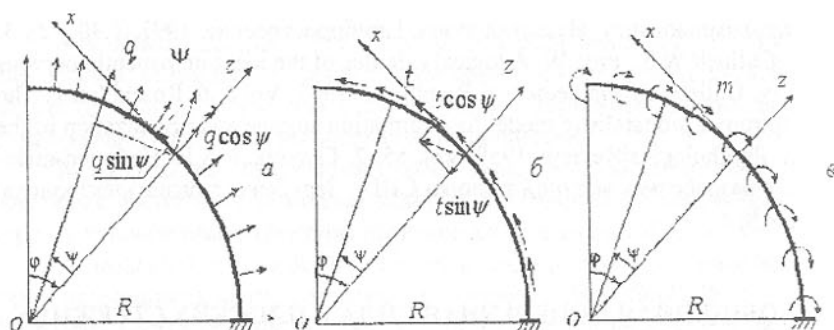


Рис. 1. Нагрузка в плоскости кольца: а – радиальная распределённая нагрузка; б – равномерно распределённая продольная нагрузка; в – равномерно распределённая моментная нагрузка

поперечная сила в плоскости кольца

$$Q_z(\varphi) = \int_0^\varphi qR d\psi \cos \psi = qR \sin \varphi, \quad Q_z(\varphi) = \frac{dM_y(\varphi)}{ds} = \frac{1}{R} \cdot \frac{dM_y(\varphi)}{d\varphi},$$

продольное усилие

$$N_x(\varphi) = \int_0^\varphi qR d\psi \sin \psi = qR(1 - \cos \varphi).$$

Здесь обобщённая поперечная сила

$$Q_y^*(\varphi) = Q_y(\varphi) - m = Q_y(\varphi)$$

равна поперечной силе в связи с отсутствием распределённой моментной нагрузки m .

От равномерно распределённой касательной нагрузки (рис. 1, б) возникают силовые факторы изгиба в плоскости системы:

$$M_y(\varphi) = - \int_0^\varphi tR d\psi R(1 - \cos \psi) = -tR^2(\varphi - \sin \varphi),$$

$$Q_z(\varphi) = - \int_0^\varphi tR d\psi \sin \psi = -tR(1 - \cos \varphi), \quad Q_z(\varphi) = \frac{1}{R} \cdot \frac{dM_y(\varphi)}{d\varphi}$$

и продольное усилие

$$N_x(\varphi) = \int_0^\varphi tR d\psi \cos \psi = tR \sin \varphi.$$

Здесь также $Q_y^*(\varphi) = Q_y(\varphi)$.

От равномерно распределённой моментной нагрузки в плоскости кольца m (рис. 1, в) возникают следующие силовые факторы: изгибающий момент в плоскости кольца

$$M_y(\varphi) = \int_0^\varphi mR d\psi = mR\varphi,$$

соответствующая этому моменту поперечная сила

$$Q_z(\varphi) = \frac{1}{R} \frac{dM_y(\varphi)}{d\varphi} = m,$$

обобщённая поперечная сила

$$Q_z^*(\varphi) = Q_z(\varphi) - m = 0.$$

Обобщённая поперечная сила равна сумме проекций всех внешних нагрузок, взятых с одной стороны от сечения, на поперечное направление стержня, т.е. на ось z . То, что $Q_z^*(\varphi) = 0$, не означает, что в сечении стержня не возникают касательные напряжения, а указывает на равенство нулю равнодействующей касательных усилий.

Поперечная сила $Q_z(\varphi)$, как производная от изгибающего момента, равна равнодействующей внутренних касательных усилий, вызванных изгибом с переменным изгибающим моментом. По этой поперечной силе с использованием формулы Журавского вычисляются изгибные касательные напряжения, которые изменяются по параболическому закону с равнодействующей $Q_z(\varphi)$. Кроме этих касательных напряжений при моментной нагрузке m возникают сдвигающие касательные напряжения, равномерно распределённые по сечению с равнодействующей m . Сумма этих усилий равна обобщённой поперечной силе $Q_z^*(\varphi)$ [3].

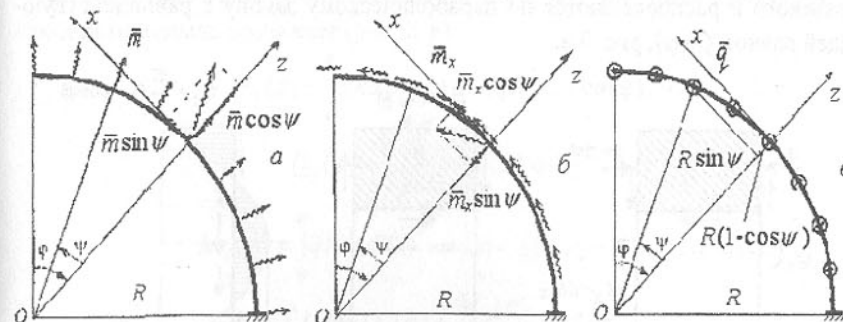


Рис. 2. Нагрузка, перпендикулярная плоскости: а – равномерно распределённая моментная нагрузка в вертикальных кольцевых плоскостях; б – равномерно распределённые крутящие моменты; в – равномерно распределённая нагрузка, перпендикулярная плоскости кольца

При нагрузках, перпендикулярных плоскости кольца, между внутренними силовыми факторами соблюдается зависимости [4]:

$$\frac{dM_z(\varphi)}{d\varphi} = Q_y(\varphi)R - M_x, \quad \frac{dM_x(\varphi)}{d\varphi} = -\bar{m}R + M_z(\varphi), \quad \frac{dQ_y^*(\varphi)}{d\varphi} = \bar{q}R. \quad (2)$$

От равномерно распределенной моментной нагрузки интенсивностью $\bar{m}$, действующей в вертикальных кольцевых плоскостях (рис. 2,а), возникают следующие внутренние силовые факторы: изгибающий момент относительно радиальной оси z

$$M_z(\varphi) = \int_0^\varphi \bar{m}Rd\psi \cos\psi = \bar{m}R \sin\varphi,$$

соответствующая поперечная сила

$$Q_y(\varphi) = \frac{dM_z(\varphi)}{Rd\varphi} = \bar{m} \cos\varphi,$$

крутящий момент

$$M_x(\varphi) = \int_0^\varphi \bar{m}Rd\psi \sin\psi = \bar{m}R(1 - \cos\varphi),$$

и обобщенная поперечная сила

$$Q_y^*(\varphi) = Q_y(\varphi) + \frac{M_x(\varphi)}{R} = \bar{m}.$$

Первое слагаемое обобщенной поперечной силы $Q_y(\varphi) = \frac{dM_z(\varphi)}{ds}$

отражает приращение изгибающего момента, с чем связано появление изгибных касательных напряжений, которые вычисляются по формуле Журавского и распределяются по параболическому закону с равнодействующей равной $Q_y(\varphi)$, рис. 3,а.

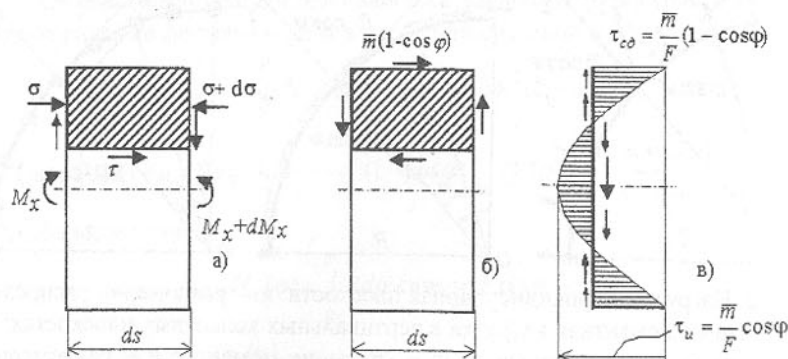


Рис. 3. Касательные напряжения от обобщенной поперечной силы: а – изгибные касательные напряжения; б – напряжения сдвига; в – суммарные касательные напряжения

Второе слагаемое $\frac{M_x(\varphi)}{R}$ можно представить как силу

$\frac{M_x(\varphi)}{R} = \bar{m}(1 - \cos\varphi)$, приведенную к центру тяжести поперечного сечения из полюса О, вызывающую крутящий момент $M_x(\varphi)$ и сдвиг с напряжением $\tau_{co} = \frac{M_x(\varphi)}{FR}$, рис. 3,б. Эпюра суммарных касательных напряжений показана на рис. 3,в; равнодействующая этих касательных напряжений равна $\bar{m}$ и представляет обобщенную поперечную силу.

От равномерно распределенных крутящих моментов интенсивностью $\bar{m}_x$ (рис. 2,б) возникают:

$$M_z(\varphi) = -\int_0^\varphi \bar{m}_x R d\psi \sin\psi = -\bar{m}_x R(1 - \cos\varphi),$$

$$Q_y(\varphi) = \frac{dM_z(\varphi)}{Rd\varphi} = -\bar{m}_x \sin\varphi,$$

$$M_x(\varphi) = \int_0^\varphi \bar{m}_x R d\psi \cos\psi = \bar{m}_x R \sin\varphi,$$

$$Q_y^*(\varphi) = Q_y(\varphi) + \frac{M_x(\varphi)}{R} = 0.$$

В этом случае суммарная равнодействующая касательных усилий, аналогичная показанным на рис. 3,в равна нулю.

От равномерно распределенной нагрузки $\bar{q}$, перпендикулярной плоскости кольца, возникает (рис. 2, в):

$$M_z(\varphi) = \int_0^\varphi \bar{q} R d\psi R \sin\psi = \bar{q} R^2(1 - \cos\varphi),$$

$$Q_y(\varphi) = \frac{dM_z(\varphi)}{Rd\varphi} = \bar{q} R \sin\varphi.$$

$$M_x(\varphi) = \int_0^\varphi \bar{q} R d\psi R(1 - \cos\psi) = \bar{q} R^2(\varphi - \sin\varphi),$$

$$Q_y^*(\varphi) = Q_y(\varphi) + \frac{M_x(\varphi)}{R} = \bar{q} R \varphi.$$

Здесь обобщенная поперечная сила (т.е. суммарное касательное усилие в сечении) равна сумме проекций всех внешних нагрузок, взятых с одной стороны от сечения на направление оси, перпендикулярной плоскости кольца.

Из этих примеров видно, что без учета обобщенной поперечной силы [3, 4] может сложиться неправильное представление о касательных напря-

жениях. Так, в примере 3 (рис. 1,в), ошибочно можно считать, что касательные напряжения не возникают, а в примере 5 (рис. 2,б) - возникают лишь касательные напряжения кручения. В примере 4 (рис. 2,а) и 5 (рис. 2,б) сумма проекций всех внешних нагрузок слева от сечения на ось у равна нулю, но касательные напряжения возникают. В примере 6 ошибочно можно вычислить по поперечной силе $qR\varphi$ лишь изгибные касательные напряжения.

Список литературы: 1. Варвак П.М. Новые методы решения задач сопротивления материалов. - Киев: Вища школа, 1977.-160с. 2. Филоненко-Бородич М.М. и др. Курс сопротивления материалов, часть 2. -М.: Госиздат техн.-теор. лит-ры, 1959. - 539 с. 3. Филоненко-Бородич М.М. и др. Курс сопротивления материалов, часть 1. -М.: Госиздат техн.-теор. лит-ры, 1955. - 644 с. 4. Бояршинов С.В. Основы строительной механики машин. - М.: Машиностроение, 1973. - 456 с.

SYNTHESIS VIBRATING $K \geq 2$ FIXED SYSTEMS REPRESENTED BY GRAPHS

Buchacz A., Dymarek A., Dzitkowski T.

(Silesian University of Technology, Gliwice, Poland)

By means of well established methods of synthesising electro-mechanical systems, such as for example, the continued fraction method (Foster's method) or the partial fraction distribution method (Cauer's method) it is impossible to synthesise vibrating systems with cascade structure or with branched structure, upon which n number of fixes are mounted. Therefore, the paper is focused on an attempt to extend the tasks of synthesising fixed systems by introducing an algorithm that would enable the determination of the characteristics of elastic two-terminal networks.

1. Algorithm for determining the characteristics of an elastic two terminal network

The considered algorithm of determining the characteristics of elastic two-terminal networks derived from the characteristic function, involves mobility or inversion of mobility - slowness - in the following form:

$$U(s) = H \frac{d_l s^l + d_{l-1} s^{l-1} + \dots + d_0}{c_k s^k + c_{k-1} s^{k-1} + \dots + c_1 s}, \quad (1)$$

where: l - odd or even numerator order with $l-k=1$, k - denominator order, H - any

real positive number.

Dividing the coefficient in front of the lowest fractional power of the numerator by the coefficient in front of the lowest fractional power of the denominator, the following expression is derived:

$$H \frac{d_0}{c_1 s} = \frac{c}{s}, \quad (2)$$

where: $\frac{c}{s}$ corresponds to an elastic element in an inversion of mobility set.

The next step consists in expressing slowness denominator (1) as:

$$s(c_k s^{k-1} + c_{k-1} s^{k-2} + \dots + c_1). \quad (3)$$

Thus, the obtained multinomial $(c_k s^{k-1} + c_{k-1} s^{k-2} + \dots + c_1)$ is multiplied by (2) in the following way:

$$H \frac{d_0}{c_1} (c_k s^{k-1} + c_{k-1} s^{k-2} + \dots + c_1). \quad (4)$$

In the next step, multinomial (4) to subtract immobility's numerator (1), that means:

$$H(d_l s^l + d_{l-1} s^{l-1} + \dots + d_0) - H \frac{d_0}{c_1} (c_k s^{k-1} + c_{k-1} s^{k-2} + \dots + c_1), \quad (5)$$

resulting in the formula:

$$H(d_l s^l + d_{l-1} s^{l-2} + \dots + d_1 s). \quad (6)$$

After (2-6) are made, slowness (1) may be represented as:

$$U(s) = H \frac{d_0}{c_1 s} + H \frac{s(d_l s^{l-1} + d_{l-1} s^{l-2} + \dots + d_1)}{s(c_k s^{k-1} + c_{k-1} s^{k-2} + \dots + c_1)} = \frac{c}{s} + U_1(s), \quad (7)$$

where: $U_1(s)$ - the derived slowness, which is subjected to further synthesis by the continued fraction distribution method [4, 7].

In the case of designating n elements of type $\frac{c}{s}$, the discussed characteristics in

the form of (1) should be multiplied by $\frac{s^{n-1}}{s^{n-1}}$. Such procedure results from the

derivation - in inversion of mobility function (1), that is the mobility of additional zeros, which designate $n-1$ number of fixes of the synthesised system. Furthermore, it should be assumed that the numerical values of successively determined $n-1$ elastic elements derived from the inversion of mobility function in

the range of $\left(0, H \frac{d_0}{c_1}\right)$.

Applying the algorithm discussed in (1 ÷ 7), immobility function $U_1(s)$ is derived from (1) the next step may be now synthesised by means of the continued fraction distribution method described in [4, 5, 6]:

$$U(s) = \frac{c_1}{s} + U_s^{(1)}(s) + \frac{1}{V_s^{(1)}(s) + \frac{1}{U_s^{(2)}(s) + \frac{1}{V_s^{(2)}(s) + \dots + \frac{1}{U_s^{(k-1)}(s)}}} \quad (8)$$

The derived immobility in the form of (8) is consistent with the immobility designated on the basis of a polar graph [1, 8] presented in Fig. 1.

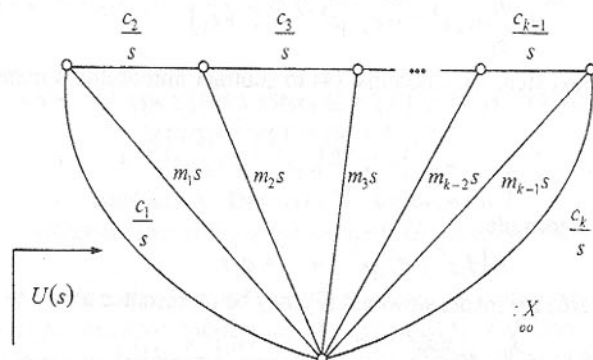


Fig. 1. Polar graph as an illustration of the implementation of equation (8)

The method discussed in this chapter is used for synthesising both discrete and continuous systems. Also, on the grounds of this method an attempt was made to synthesise discrete-continuous systems. The method for discrete systems was discussed in detail on the complex variable plane s . It can also be applied to the synthesis of continuous systems if the results are transformed again. Such retransformation has a reciprocally unique character with regard to the structure, as well as to the values of the system elements [3, 4, 6]. The difference between the method used for synthesising continuous systems and the one used for discrete systems involves adopting the following transformation type for continuous systems:

$$p = th\gamma s, \quad (3)$$

or

$$r = th \frac{1}{2} \gamma s. \quad (4)$$

$$\text{where: } \gamma = \sqrt{\frac{\rho}{E}} l, \quad s = \sqrt{-1} \omega.$$

By representing (3) and (4) immobility function $U(s)$ of the discussed system is transformed into $U(p)$, $U(r)$ function.

In the course of the synthesis of the systems on planes p and r , the values of the parameters that should be transformed from plane p onto plane r or s are obtained [3, 4, 6].

2. Synthesis of discrete systems with cascade structure

The assumed input parameters of the desired structure of the synthesised system by means of the continued fraction expansion method are as follows:

- $l = 10 \text{ mm}$,
- $H = 1$,
- values of poles:

$$f_1 = 0.001 \text{ kHz}, \quad f_3 = 0.003 \text{ kHz},$$

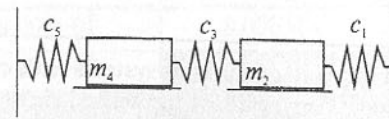
- values of zeros:

$$f_0 = 0 \text{ kHz}, \quad f_2 = 0.002 \text{ kHz}.$$

For a discrete system in compliance with the frequency requirements, the inertial and elastic values together with the system model are presented in table 1.

Table 1.

H	1	2	3
C_1 [N/m.]	4.40E+01	8.80E+01	1.32E+02
m_2 [kg]	1.00E+00	2.00E+00	3.00E+00
c_3 [N/m.]	1.92E+02	3.84E+02	5.76E+02
m_4 [kg]	1.59E+00	3.18E+00	4.77E+00
c_5 [N/m.]	5.83E+01	1.17E+02	1.75E+02



3. Synthesis of continuous systems with cascade structure

The assumed input parameters of the desired structure of the synthesised system by means of the continued fraction expansion method are as follows:

- $l = 10 \text{ mm}$,
- $H = 1$,

- values of poles:
 $f_1 = 7 \text{ kHz}$, $f_3 = 15 \text{ kHz}$,
- values of zeros:
 $f_0 = 0 \text{ kHz}$, $f_2 = 10 \text{ kHz}$.

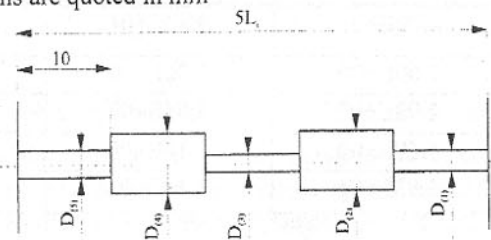
Such formulation of the conditions of resonance and anti - resonance zones imply the boundary conditions of the synthesised structures. It is inferred from the assumptions that the system in question is a fixed system vibrating longitudinally.

On the grounds of the input data, applying programme for designating inertial and elastic elements of a continuous system, the following parameter values were derived (see Tables 2), as well as the geometric representation of a continuous structure, for different values of H.

Table 2

H	1	2000	2500
$D_{(1)}$	0.022E+00	0.999E+00	1.117E+00
$D_{(2)}$	0.226E+00	1.011E+01	1.131E+01
$D_{(3)}$	0.035E+00	1.558E+00	1.742E+00
$D_{(4)}$	0.349E+00	1.562E+01	1.756E+01
$D_{(5)}$	0.034E+00	1.506E+00	1.683E+00

- All dimensions are quoted in mm



4. Synthesis of discrete-continuous systems with cascade structure

The assumed input parameters of the desired structure of the synthesised system by means of the continued fraction expansion method are as follows:

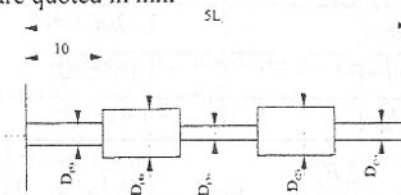
- $l = 10 \text{ mm}$,
- $H = 1$,
- values of poles:
 $f_1 = 0.001 \text{ kHz}$, $f_3 = 10 \text{ kHz}$,
- values of zeros:
 $f_0 = 0 \text{ kHz}$, $f_2 = 7 \text{ kHz}$.

On the grounds of the input data, applying programme for designating inertial and elastic elements of a continuous and discrete system, the following parameter values were derived (see Tables 3 and 4), as well as the geometric representation of a continuous and discrete structure, for different values of H.

Table 3

H	1	2000	2500
$D_{(1)}$	3.160E-06	1.413E-04	1.580E-04
$D_{(2)}$	0.226E+00	1.011E+01	1.131E+01
$D_{(3)}$	0.022E+00	1.002E+00	1.120E+00
$D_{(4)}$	0.231E+00	1.031E+01	1.153E+01
$D_{(5)}$	3.179E-06	1.422E-04	1.589E-04

- All dimensions are quoted in mm

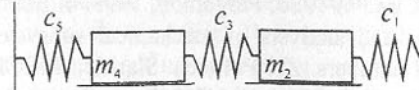


As presented in Table 3, different values of crosswise dimensions of the basic elements are derived depending on H. On the grounds of the dimensions, the proposed structural form cannot be realised as a continuous system because of the requirements that a bar with constant segment cross-section must fulfil. In this case, the diameter value of the $D_{(1)}$, $D_{(5)}$ elements, is too high.

For a discrete system in compliance with the frequency requirements, the inertial and elastic values together with the system model are presented in Table 4.

Table 4.

H	1	2000	2500
c_1 [N/m.]	4.00E+01	8.00E+04	1.00E+05
m_2 [kg]	1.00E+00	2.50E+02	2.50E+02
c_3 [N/m.]	2.00E+01	8.00E+04	8.00E+04
m_4 [kg]	1.04E+00	2.50E+02	2.50E+02
c_5 [N/m.]	4.05E+01	8.10E+04	1.01E+05



On the grounds of Table 4 it may be observed that an increase in the value of H results in increased values of the inertial and elastic parameters of a discrete system, for which the value of elements m_2 , c_3 and m_4 does not allow the realisation of a discrete system. Nevertheless, applying the parameters of the continuous system (Table 3) and of the discrete system (Table 4) it is possible to create structure of a discrete-continuous system. The parameter values for which the structure of the discrete-continuous system was created, were derived for $H = 2500$ (Table 5), the system is presented in Fig.3.

Table 5

H	2500
c_1 [N/m.]	1.00E+05
$D_{(2)}$ [mm]	1.131E+01
$D_{(3)}$ [mm]	1.120E+00
$D_{(4)}$ [mm]	1.153E+01
c_5 [N/m.]	1.01E+05

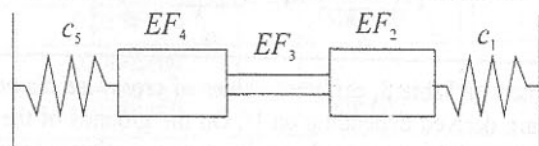


Fig.3. Discrete - continuous mechanical system

5. Conclusion

The above algorithm combined with the continued fraction distribution method of dynamic characteristics enable the derivation of fixed systems with the required frequency spectrum.

References: 1. Berge C., Graphs and hypergraphs. Amsterdam-London: North Holland Publishing Co, American Elsevier Publishing Co, Inc., New York, 1973. 2. Buchacz A., Dymarek A., Dzitkowski T: Synthesis of discrete, continuous and discrete-continuous vibrating systems represented by graphs. Sixth International Scientific and Engineering Conference - Machine-Building and Technosphere on the Border of the XXI Century, Donetsk 1999, Vol. 3, p. 243-245. 3. Buchacz A., Modelling, Synthesis and Analysis of Bar Systems Characterized by a Cascade Structure Represented by Graphs. Mech. Mach. Theory Vol.30, No 7, pp.969-986, Pergamon, 1995. 4. Buchacz A., red.: Computer aided synthesis and analysis of mechanical subsystems modelled with graphs and structural numbers. ZN Politech. Śląskiej, MECHANIKA 127, Gliwice, 1997 (in Polish). 5. Buchacz A., Dąbek A., Dymarek A., Model of mechanical system with the assumed frequency spectrum as implementation of in-

verse solving of a dynamical problems, XVI-th Polish Conference on theory of Machines and Mechanisms t.1, Rzeszów-Jawor, 1998, pp.233-240 (in Polish). 6. Buchacz A., Dzitkowski T., Computer aided synthesis of discrete - continuous mechanical systems with represented by graphs, Proceed 4th. International Conference Scientific: COMPUTER AIDED ENGINEERING, Kudowa Zdrój, 1998, pp.95 ÷ 104 (in Polish). 7. Demidovich B.P., Maron I.A.: Computational Mathematics. Moscow: Mir,1987. 8. Wojnarowski J., Graphs and structural numbers as models of mechanical systems, PTMTS, Gliwice, 1977 (in Polish).

DEFLECTIONS FROM THEORETICAL TRAJECTORY OF THE HOLDER MOVEMENT ON ACCOUNT OF MANIPULATOR VIBRATIONS

Buchacz A., Machura A., Pasek M.

(Silesian University of Technology, Gliwice, Poland)

Due to exterior dynamical constraints, affecting the manipulator system, some deflections from the theoretical movement trajectory arise for the holder. They depend on the manipulator arms configuration. Analysis of the system vibrations occurring near the position of the static balance enables us to determine the size of the area, in which the manipulator holder can really be found. This information is critical for applying the proper control system and for eliminating the most undesirable conditions for the manipulator in action. When a manipulator is constructed, its dynamical characteristics of the manipulator are needed already at the design stage. Performing adequate simulations is necessary to change the geometrical or material parameters of the links to achieve the demanded level of accuracy if the manipulator positioning in certain working conditions.

1. A Model of a Manipulator

As the manipulator model is considered a system of two bars positioned in any spatial configuration. We assume the possible existence of some constraints, which influence the system nodes. These constraints may appear in the form of harmonic forces (Fig. 1a) and moments (Fig. 1b) during the realization of a technological process.

When being influenced by the system of forces, an end point of the second manipulator link is vibrating (Fig. 2). Knowing the dynamical flexibility of the system and the forces working upon it, we can determine the component vibration amplitudes for a point $P(\Delta X, \Delta Y, \Delta Z)$. Repeating the same operation for consecutive manipulator positions we obtain a set of amplitudes, determining

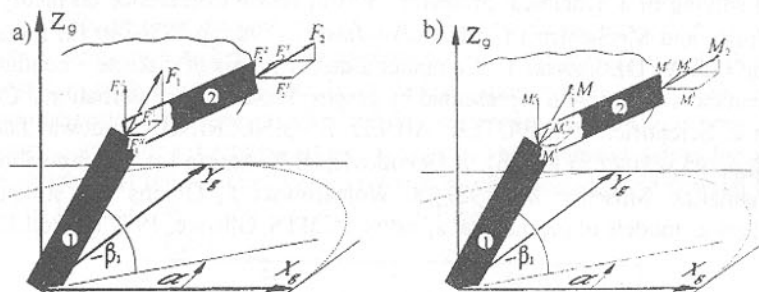


Fig. 1. Constraints working on manipulator system; linear forces (a) moments of forces (b)

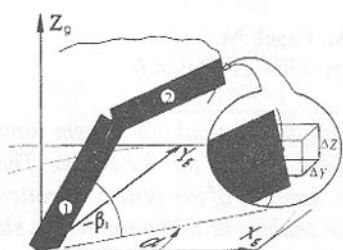


Fig. 2. Deflections from theoretical trajectory of a manipulator

the space containing possible three-dimensional location of the manipulator end (Fig. 3a). If deflections are determined for numerous points of theoretical trajectory, we define the space which contains the real trajectory of the manipulator (Fig. 3b).

2. A model of a link in a local coordinate system

As a model of a single link we assume a lengthwisely-flexibly-torsionally vibrating thin-wall bar characterized by a constant cross-section. This bar is shown in the Fig.

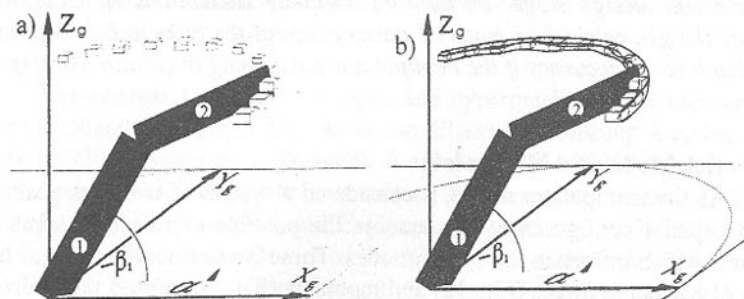


Fig. 3. Trajectory of a manipulator and deflections derived for several consecutive positions of a manipulator arm (a). Space containing the real trajectory of a manipulator (b)

4. As most manipulator links have box construction, to determine the vibrations of the bar we use these equations, describing lengthwisely-flexibly-torsionally vibrating thin-wall bar characterized by closed box cross-section [2,3]:

$$\frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial t^2} - \frac{E}{\rho} \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x^2} = 0, \quad (1)$$

$$EI_z \frac{\partial^4 \eta(x,t)}{\partial x^4} - \rho I_z \frac{\partial^4 \eta(x,t)}{\partial x^2 \partial t^2} + \rho A \frac{\partial^2 \eta(x,t)}{\partial t^2} = 0, \quad (2)$$

$$EI_\phi \frac{\partial^4 \varphi(x,t)}{\partial x^4} - GI_x \frac{\partial^2 \varphi(x,t)}{\partial x^2} - \rho I_\phi \frac{\partial^4 \varphi(x,t)}{\partial x^2 \partial t^2} + \rho I_0 \frac{\partial^2 \varphi(x,t)}{\partial t^2} = 0. \quad (3)$$

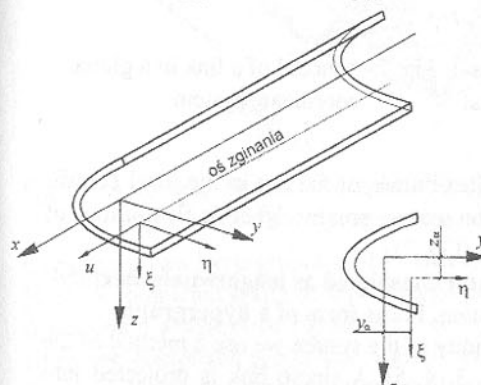


Fig. 4. A link model as the lengthwisely-flexibly-torsionally vibrating thin-walled bar

To determine values of parameters of a thin-walled section (a polar moment of inertia, a fragmentary/sliced moment of inertia, a main fragmentary/sliced moment of inertia) we use DERIVE program, which enables us to compute the values with the aid of symbols.

3. A model of a link in a global coordinate system

To determine flexibility of the link which is free-positioned, the global coordinate system $0X_gY_gZ_g$ will be introduced. The spatial relationship

between two coordinate system is described with two angles of rotation: α is the rotation of local coordinate system about Z axis, β is the rotation of local coordinate system about Y axis. The direction of the rotation is assumed to be positive, according to the right-hand rule. Succeeding rotations of the coordinate systems are shown in Fig. 5. In Fig. 6 the new position of the bar local coordinate system is presented, achieved after being rotated by α and β angles.

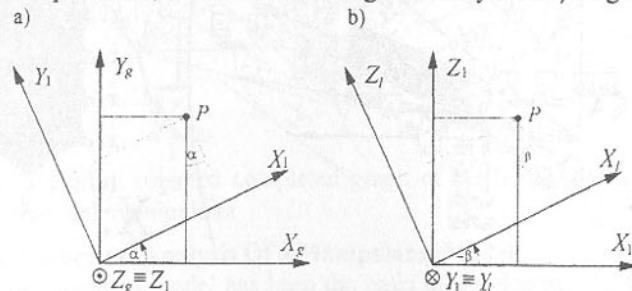


Fig. 5. Rotation of local coordinate system: (a) rotation about Z axis, (b) rotation about Y axis

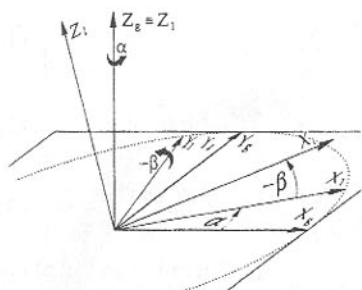


Fig. 6. Position of local coordinate system ($0X_l Y_l Z_l$) in relation to global coordinate system ($0X_g Y_g Z_g$)

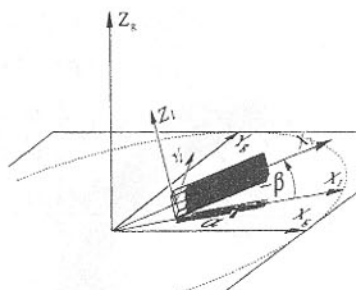


Fig. 7. A model of a link in a global coordinate system

Knowing a matrix of dynamic flexibilities of the bar in the local coordinate system and α , β angles of rotation we can present dynamic flexibilities of the bar in the global coordinate system (Fig. 7).

4. Model of two-link manipulator considered as lengthwisely-flexibly-torsionally vibrating mechanical system, in the form of a hypergraph

To determine flexibility and rigidity of the system we use a method of the completed graphs of hypergraphs [1, 3, 4, 5]. A single link is projected into a hypergraph of 13 vertices, shown in the Fig. 8. Each vertex represents a generalized dislocation, so that we obtain a model in the form of hypergraph. Completed graph of this hypergraph consists of edges, loaded with rigidities that describe connections between generalized dislocations and generalized forces working on ends of the manipulator (Fig. 9).

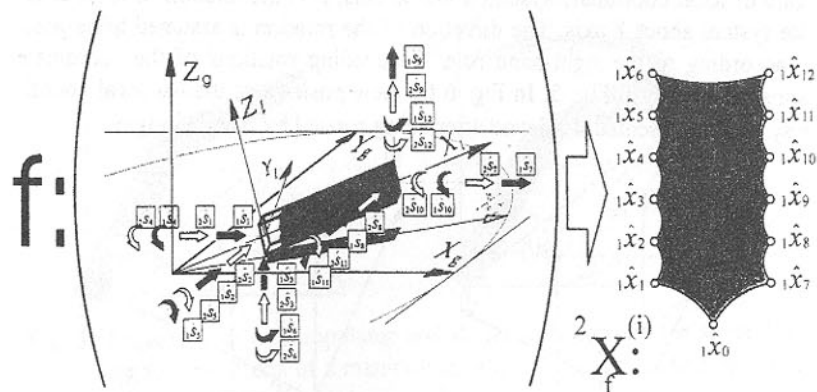


Fig. 8. A hypergraph representation of the link model

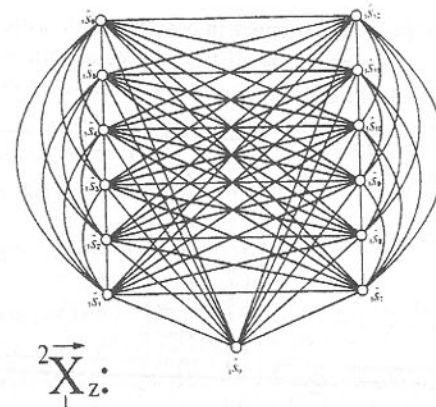


Fig. 9. A loaded, oriented completed graph of the hypergraph modeling the lengthwisely-flexibly-torsionally vibrating bar

Combining two hypergraphs of 13 vertices we get a model of two-link system [1,3]. A completed graph of this hypergraph, shown in the Fig. 10, is a base for determining a matrix of rigidities for a two-link manipulator. After decomposing the completed graph into a graph of main feedbacks and graph of additional feedbacks we apply the method of severance matrix to graphs, which are the result of decomposition [5].

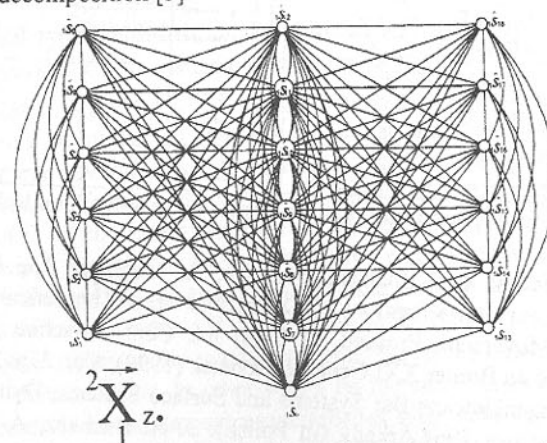


Fig. 10. A loaded, oriented completed graph of the hypergraph modeling the two-link manipulator

4. Numerical Analysis Of a Manipulator Model

The presented model has been the basis of development of the computer program, used to determine amplitude characteristics of link vibrations in the global coordinates system. Choice of global coordinates system enables us to

compute characteristics for a bar oriented in any direction with regard to constraint forces. Program uses a data base of flexibilities of thin-walled and solid bars, vibrating lengthwisely-flexibly-torsionally with different edge conditions. Examples of some characteristics are shown in the Fig. 11.

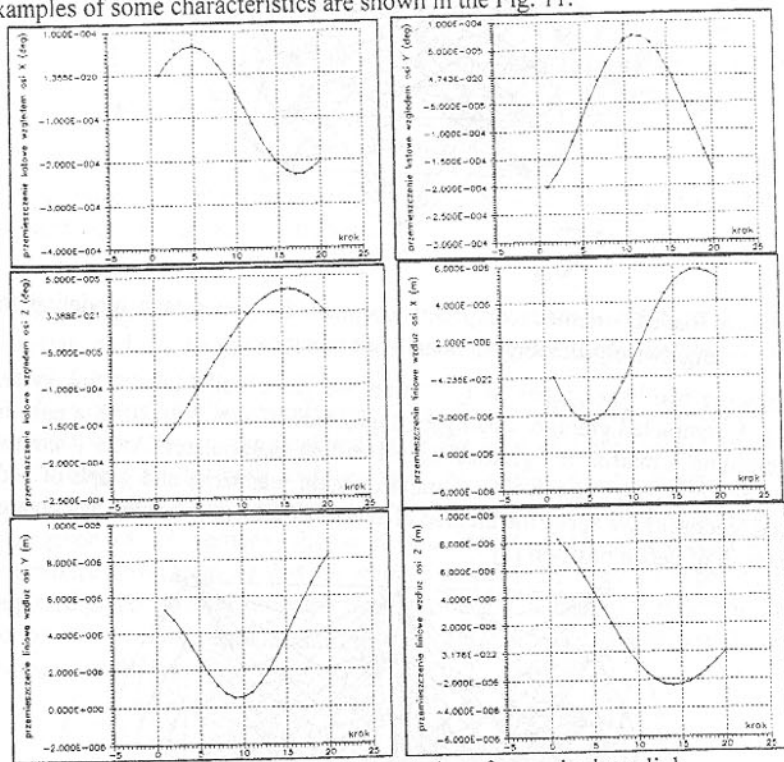


Fig. 11. Amplitude characteristics of a manipulator link

References: 1. A. Buchacz, M. Pasek, A. Machura: The Influence of Two-Link Manipulator Vibrations on Deflections from Theoretical Trajectory of the Holder Movement. Proceed. of Sixth Int. Conf. -Machine Building and Technosphere on Border XXI Century, Donetsk (1999), Vol. 3, p. 245-248. 2. R. Solecki, J. Szymkiewicz: Bar Systems and Surface Systems, Dynamical Calculations. Warszawa 1964, Arkady (in Polish). 3. A. Buchacz, A. Machura, M. Pasek: Hypergraphs In Investigation of Trajectory of the Robot Manipulator With Links As Thin-Walled Bars. Automation in Construction 7 (1998) 363-383, Elsevier. 4. A. Buchacz: Modelling, Synthesis and Analysis of Bar Systems Characterized by a Cascade Structure Represented by Graphs. Mech. Mach. Theory, No 7, pp. 969-989, Pergamon, 1995. 5. M. Pasek. Hypergraph Skeletons

In Modeling of Mechanical Constructions. PhD dissertation, Gliwice 1997. (in Polish)

NEW HIGH STRENGTH N-DOPED AUSTENITIC STEELS AND CAST IRONS NON CONTAINING NIKELLUM

Kolev B.V. (Institute of Metal Science – BAS, Sofia, Bulgaria)

The aim of the present work is to present a part of the studies of the author on mechanic characteristics of cast alloys with increased C content in comparison with stainless steels and alloys with increased Cr content in comparison with Hatfield steel. The results are disclosed in Bulgarian patent No. 31141. There were obtained low and medium alloyed with Cr cast steels which have 3 to 4 times higher relative yield strength than C10Cr18Ni9Ti and 1,5-2 times than that of the Hatfield cast steels C110Mn12.

1. Introduction

A problem of high interest in the present development of engineering is the production of cast alloys of the austenite class that have higher values of the relative yield strength (σ_{02}). The values of σ_{02} of classical austenite cast steels of the Hatfield type C110Mn12 are low (up to 35-40. 10^7 Pa) [1]. The values of σ_{02} in the classical Cr-Ni austenite cast alloys of the Cr18Ni9Ti type are lower [2]. Of all methods for strengthening (martensite transformation, cold deformation, explosive strengthening, thermomechanical and thermocyclic treatment, aging, intermetal strengthening etc.) the most efficient one is alloying [1-3]. Of the solid solution - forming elements academics until recently utilized only the properties of C as an austenite-stabilizing element. The properties of N, however, also present a particular interest [4-7]. As a result many valuable properties of alloys are obtained [3]. C and N may be used not only as substitutes for expensive and deficient elements (Co, Ni, Mn, Cu, Zn etc.) as well as austenitisators and stabilizers of the γ -solid solution, but also as elements increasing mechanical characteristics. In other works on the same subject usually present results of studies on mechanical characteristics after deformation of stainless steels in the Fe-Cr-Ni-N, Fe-Cr-Mn-N, Fe-Cr-Mn-Ni-N systems generally containing C below 0,1%. If for the stainless austenite steels there are limits in C in terms of deformability, machining by cutting tools, corrosion resistance etc. in the better part of the cases with cast alloys those limits fall off. On the other hand, the attempt to transfer the results from the deformable to the cast steels is very risky because of the differences in structure formation. Apart from several

studies of the author, there are almost no other data about the possibility of combined use of C and N for strengthening the basic Cr-Mn austenite [3-7,9-11]. There are no data about cast alloys with above - equilibrium content of N when Cr is below 12-14%, as well as about high - chromium ones above 14-16% and above 0.4-0.8% of C. There is lack of data about cast - iron in that system. The results are disclosed in Bulgarian patent No31141[10].

2. Experimental Procedure.

The alloys are produced in an autoclave [3, 9]. Specimens are made by cast sample bodies with cutting 20 mm diameter. With the hard-treatable with cutting instruments alloys of the $\gamma+K$ (K-carbides) area [10], σ_B has been tested with microtest - glasses, prepared by machines for abrasive cutting, and with more easily treatable alloys of the γ area - with macro test-glasses. The impact strength (ak) has been tested by standard specimens for steels with an upper cut, for cast iron without it. After crystallization in the mould the samples are homogenized and quenched in water at 1150°C.

3. Experimental Results and Discussion

3.1. Mechanic Characteristics of Cast Alloys Containing N from the γ -Area.

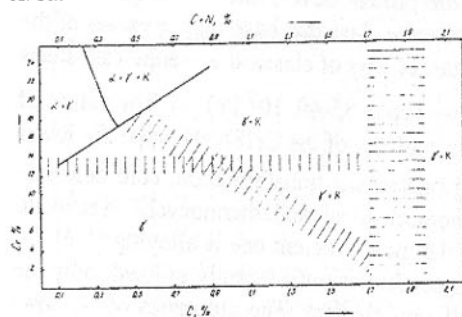


Fig. 1. Constitution diagram, 1150°C, 6h. H₂O, 9-19%Mn.

Steels of composition O,09-1,45%C, < 1%Si, up to 10-13%Mn, 3-14%Cr, O,05-1%N, S, P < 0,1% in wt.% and austenite structure have been studied, Fig. 1 [4,10]. Some of the steels have been additionally alloyed with V, Mo, Al, Pb [10], Table 5. The nitrogen increases the value of σ_B by 4-6.10⁷ Pa every 0,1% of N, Fig. 2. Having in mind some similarities between C and N, an

attempt has been made to determine the influence of the $\Sigma C+N$ sum on σ_B and $\sigma_{0.2}$ (Fig 3). The obtained mathematical models and the results of the statistic analysis are shown in Table 1, (Fig.3). The models are adequate to the experimental results. The strengthening of the austenite can be realized by separately using carbon (C) and nitrogen (N) or both together $\Sigma(C+N)$. The strengthening under the influence of C and N and $\Sigma C+N$ leads to decrease in the flexibility characteristics [3-7], Table 2. Still, under the influence of N they are preserved within certain limits which are even higher towards C at equal content. With the increase of C and Cr up to values when the $\gamma+K$ area is entered, the flexibility characteristics sharply deteriorate by the degree of increase of the carbides

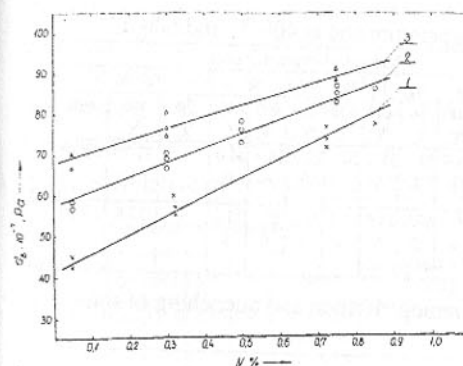


Fig. 2. Tensile strength $\sigma_B = f(N)$, 1150°C, 2h. H₂O, 12-14%Mn, 4-6%Cr, <1%Si, S, P < 0,1%
1.0,18-0,3%C; 2.0,55-0,65%C; 3.0,85-1,0%C

quantity and their change in shape, size, distribution, type, etc. Table 7-8, (Fig.1) [3-7], [14]. With the increase of holding time during homogenization (1150°C) there is a trend for σ_B , $\sigma_{0.2}$ to decrease, (Table 3). The cast N - alloyed alloys of the γ -area, (Fig.1) have higher mechanic characteristics than the austenite steels Cr18Ni9Ti and C110Mn12 and after tests carried out at higher temperatures (Table 4) $\sigma_{0.2}$ for Cr18Ni9Ti at 400°C

is below 12-15.10⁷ Pa, and for C110Mn12-below 10-12.10⁷ Pa [1-2]. It has been proved for the first time (an invention has been patented) that stabilizing

Table 1.

No in order	Factor	Range of variation	Regression equation	n	F _{calc}	F _{tab}	S _{res} ²	S _{sign. est.} ²	V _{res}	V _{sign. est.}	α
1 C+N	C=0.09 to 1.15	0.18-1.8	$\sigma_B = 36.660 + 45.28(C+N) - 10.24(C+N)^2$	48	4.047	8.58	16.530	4.2	39	3	95
2 C+N	N=0.08 to 0.90	0.18-1.8	$\sigma_B = 17.035 + 50.95(C+N) - 13.97(C+N)^2$	47	3.512	8.58	10.184	2.9	43	3	95

Table 2

No in order	C, %	N, %	C+N, %	C/N	σ_B 10 ⁻⁷ Pa	$\sigma_{0.2}$ 10 ⁻⁷ Pa	δ_5 10 ⁻⁷ Pa
1	0.23	0.850	1.080	0.270	70.06	56.40	22.8
2	0.75	0.332	1.082	2.250	72.12	57.30	16.7
3	1.00	0.106	1.106	9.433	74.60	58.15	13.3

Table 3

No in order	Chemical composition in %						σ_B , 10 ⁻⁷ Pa		$\sigma_{0.2}$, 10 ⁻⁷ Pa		δ_5 , %	
	C	Si	Mn	Cr	N	Other	1 ^{1/2} h	3 h	1 ^{1/2} h	3 h	1 ^{1/2} h	3 h
1	0.88	0.38	15.0	7.90	0.719	V - 0.19 Mo - 0.45 Al - 0.17	90.43	76.30	60.89	55.41	31	28.20
2	1.45	1.54	21.0	5.84	0.680	V - 0.85 Al - 0.17	76.05	66.75	65.47	59.50	9	5.20
3	1.14	1.44	18.5	5.75	0.661	V - 3.19 Mo - 1.50 Al - 1.48	73.37	71.48	64.96	57.67	24	4.33

Table 4. Mechanic indicators at room temperature and at 400 °C and 600 °C

No in order	Chemical composition in %						Mechanical characteristics											
	C	Si	Mn	Cr	N	Other	$\sigma_B, 10^{-7} \text{ Pa}$			$\sigma_{0.2}, 10^{-7} \text{ Pa}$			$\delta_5, \%$			$\varphi, \%$		
	20 °C	400 °C	600 °C	20 °C	400 °C	600 °C	20 °C	400 °C	600 °C	20 °C	400 °C	600 °C	20 °C	400 °C	600 °C	20 °C	400 °C	600 °C
1	0.23	0.74	20	6.20	0.728	V - 0.50 Al - 0.28	71.96	82.2	36.9	58.7	28.3	20.5	22.6	34.3	26.0	-	31.70	26.70
2	0.88	0.38	15	7.90	0.719	V - 0.19 Mo - 0.45 Al - 0.17	90.43	60.8	45.5	60.8	30.6	20.3	31.0	25.0	20.0	-	27.8	23.30

Table 5. Mechanic characteristics after homogenisation and quenching of some typical steels

typical steels													
No in order	Chemical composition in %							Mechanical characteristics					
	C	Si	Mn	Cr	S	N	Other	$\sigma_B, 10^{-7} \text{ Pa}$	$\sigma_{0.2}, 10^{-7} \text{ Pa}$	$\delta_5, \%$	$a_k, 10^5 \text{ J/m}^2$	$\varphi, \%$	HB
1	0.15	0.81	12.77	5.00	0.029	0.733	V - 1.90 Mo - 0.53 Al - 0.45	73.99	55.05	18.40	4.30	23.00	262
2	0.23	0.74	20.00	6.20	0.025	0.839	V - 0.83 Al - 0.25	71.96	58.72	22.60	17.90	39.10	236
3	0.32	0.73	14.50	7.70	0.034	0.0488	V - 0.64 Mo - 0.19 Al - 3.00	58.20	39.28	12.00	9.50	23.20	195
4	0.72	1.09	12.70	4.48	0.010	0.417	V - 0.42 Mo - 0.30 Al - 0.54 Pb - 0.30	79.54	56.70	23.20	6.10	29.40	283
5	0.075	1.62	14.34	5.63	0.009	0.010	V - 0.60 Mo - 0.30 Al - 0.45	86.90	57.20	24.00	6.30	31.30	297
6	0.75	0.52	19.00	8.67	0.044	0.322	V - 0.21 Al - 0.30	61.07	46.95	13.30	12.40	24.80	247
7	0.83	0.38	13.86	6.14	0.008	0.557	-	91.30	62.70	18.00	6.75	-	-
8	0.80	0.35	12.85	5.58	0.016	0.599	Al - 0.10	92.60	60.33	25.84	6.00	-	-
9	0.88	0.38	15.00	7.90	0.023	0.729	V - 0.10 Mo - 0.70 Al - 0.45	90.43	60.89	31.00	4.80	84.80	270
10	0.88	0.28	13.03	5.98	0.020	0.146	V - 0.2	116.30	80.10	16.50	2.60	-	-
11	0.99	0.19	22.39	3.91	0.022	0.655	V - 0.60 Mo - 0.30 Al - 0.30	92.47	57.80	26.20	8.60	32.80	275
12	0.88	0.64	4.50	4.27	0.020	0.337	V - 1.67 Mo - 0.30 Al - 0.90 Pb - 0.10	78.08	59.08	9.60	6.20	-	-
13	1.05	0.56	22.19	4.02	0.240	0.339	V - 0.50 Al - 0.20 Pb - 0.40	79.86	60.55	28.00	8.60	33.4	274
14	1.13	0.81	12.75	3.46	0.200	0.630	V - 0.93 Mo - 0.33 Al - 0.70 Pb - 0.11	85.47	61.14	13.60	11.60	23.40	304
15	1.02	0.29	5.84	5.84	0.009	0.548	Ni - 2.46	93.88	54.80	40.20	17.50	-	-
16	1.26	2.20	-	8.14	0.012	0.191	-	79.44	51.98	18.11	4.85	-	-
17	0.98	0.34	14.50	8.28	0.262	0.178	-	77.48	81.54	22.04	8.00	-	-
18	1.45	0.80	21.00	5.84	0.030	0.680	V - 0.85	76.05	65.47	5.20	2.30	9.80	260

effect of Al on the classical non-N alloyed austenite (Ni, Mn, Ni-Mn, Cr-Mn austenite) is also confirmed for the N-alloyed austenite [3, 6-7, 10] (Tables 5,6).

The relative percentage of deterioration of the impact strength at negative temperatures after the introduction of 1% Al decreases up to 50% (Table 6)[3,10].

Studies during the period of 1975-1987 have shown that the possibilities for alloying with N, C, C+N are promising and bring some fundamental questions of material science [3-7,15-17]. There is no doubt about the fact that the

Table 6. Relative deterioration in impact strength -65 °C, alloying with Al

No in order	Chemical composition in %						Impact strength		
	C	Si	Mn	Cr	N	Other	Quenched 1150 °C, H ₂ O	Cooling down minus 65 °C	Relative deterioration
1	0.15	0.61	11.16	3.86	0.432	V - 1.13 Mo - 0.67 Al - 0.35 Pb - 0.40	5.00	3.30	34.00
2	0.80	0.89	13.75	4.65	0.480	V - 0.78 Mo - 0.30 Al - 0.55 Pb - 0.20	6.11	4.50	26.20
3	1.05	0.50	22.05	4.22	0.366	V - 0.98 Mo - 0.87 Al - 0.95	7.81	6.00	30.00
4	1.16	1.17	15.00	11.52	0.416	V - 0.93 Al - 0.80	3.00	2.80	6.66
5	0.78	0.59	14.50	7.37	0.895	V - 0.66 Mo - 0.50 Pb - 0.10	4.45	2.00	51.00
6	0.90	0.59	14.50	7.37	0.895	V - 0.35 Mo - 0.51	4.80	2.40	50.00

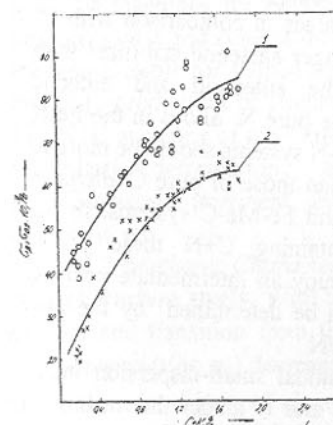


Fig 3. Dependence of tensile strength σ_B and yield strength $\sigma_{0.2}$ on the total content of Carbon and nitrogen; 1. Tensile strength σ_B , 2. yield strength $\sigma_{0.2}$

strengthening effect of C and N together or separately under different proportions C to N is much higher than that of the elements forming solid solutions of substitution. Studies of many years [3,10,4-7,12] show that the strengthening of austenite irrespective of its nature (Mn, Ni, Cr-Ni-Mn, Cr-Ni, etc.) may be carried out several times more effectively, in comparison with the methods used now including alloying and with preservation of high flexibility characteristics at that using the properties of C, N, C+N, C/N [3-7, 15-17] of course proportions Mn/C, Mn/N, Mn/C+N, reph. Me/C+N are also important [3-7]

The yield strength $\sigma_{0.2}$ is a structurally sensitive property. The above mentioned qualitative and quantitative changes in the strength and flexibility characteristics may be

explained by the similarities and differences in the influence of C and N [3-8,10,15-18]:

1. C and N form solid solutions of introduction and deform the crystal lattice, they strengthen it. They settle in the interface surface in the energetically most favorable places: dislocations, defects in arrangement, doubles, grain like borders, inclusions. At equal concentration N induces smaller deformation in the lattice of γ -solid solution than C, because the atomic radius of N is smaller than that of C [3]. Although C and N possess almost the same atomic radius and cause almost the same elastic deformations of the cubic lattice, austenite lattice, the influence on the electron structure of 3rd layer of the close Fe atoms is opposite: N increases and C decreases d-electron density on the crystallographic directions $\langle 100 \rangle \gamma$. This supposes higher degree of hardening and weaker temperature dependence of strength properties of N alloys (steels) than of C alloys.

On the other hand, N sharply increases the number of defects in the arrangement, esp. under cold deformation (loading of specimens during strength tests). At equal concentrations of C and N nitrogen austenite is more flexible than carbon austenite because of the difference between them [3-7, 18]. This makes possible the obtaining of highly strong and highly flexible alloys up to higher N values in comparison with C. N is a stronger austenite stabilizer than C, hence, the eutectoid and eutectic points in the pure N alloys in the Fe-N and Fe-Me-N systems should be more to the right than those of pure C alloys in the Fe-C and Fe-Me-C systems. In the alloys containing C+N these points should occupy an intermediate position and should be determined by the proportions C/N.

2. The residual small-dispersion inclusions of C and N hinder the movement of dislocations after the Orowan mechanism.

3. Since carbides are thermodynamically more stable than nitrides, carbide influence appears even at higher tem-

peratures of heating for thermal processing [3].

4. The N containing austenite has lower energy of defects in arrangement in composition with the C austenite. The dislocations of the N-austenite are more widely split, mobile and surround the arrangement defects (Fig. 4).

5. C and N are donors of electrons, but N is more electronegative, i.e. the transfer of electrons in the N - solid solution is bigger than that of C. N changes the electron structure towards more precious metals [3-7].

6. The strengthening effect of C and N is a result of the total influence of the two elements in interaction with C and N-forming elements of substitution. If the proportion of carbon and nitrogen content $C/N \gg 1$, so the influence of C is decisive and the opposite - if proportion $C/N \ll 1$, the influence of N is decisive.

7. C and N limit the movement of dislocations on one and the same surface - usually the most thickly packed [111] (Fig.4). The tension of transition in another cross surface of sliding under the influence of C and N increases. This leads to increase in σ_B , $\sigma_{0.2}$ and to a considerable decrease of the flexibility (δ_5 , a_k). The N (N+C) austenite provides for the obtaining of better flexibility characteristics (high strength) at higher values of the C and N forming (V, Mo, Al etc.), since nitrides are more easily and quickly dissolved than carbides. The improvement in strength and flexibility characteristics could be higher by additional use of austenite stabilizers, which form solid solutions for substitution [12]. The high strength characteristics of the cast austenite N steels from the γ -area of Fig.1 make them also wear-resistant and suitable for molding components of machines for power engineering, mining, chemical industry, metallurgy, ceramic and cement industry, road building etc., [3, 10, 12-13, 18]. They are also suitable for shaped castings for special industries, agriculture, machine building, production of fireproof and building materials, etc. [3-7, 10, 12, 13, 18]. N+C austenite of the γ area in Fig.1 makes possible the obtaining of articles via plastic deformation as well as other methods for strengthening-thermodynamic treatment, explosive deformation of samples, thermocyclic treatment, etc.

3.2. Mechanic Characteristics of Austenite-Carbide Structure Alloys.

A.High-carbon steels. With the increase of C content and respectively of Cr-content and transition from the γ area in the $\gamma+k$ area in Fig.1 the flexibility characteristics (δ_5, a_k) decrease in the degree of increase in carbide phase quantity and in the degree of change in its characteristics - its shape, size, distribution, type, etc.[3,14] Table 7.

B.Cast-iron. Since in cast-iron (above 2%C), the influence of the increased quantity of carbide phase and the change in its characteristics becomes decisive for the basic austenite matrix, flexibility characteristics (δ_5, a_k) sharply deteriorate and rigidity increases (Table 8). This as a good guarantee for high wear re-



Fig 4. Dislocation and stacking fault. 20000X.

distance [3,10,12].

Table 7. Plasticity depending on structure, 1150 °C, H₂O

No in order	Chemical composition in %					Mechanical indicators		
	C	Si	Mn	Cr	N	$\sigma_B, 10^{-7}$ Pa	$\delta_5, \%$	relative
1	0.78	0.90	7.79	19.24	0.500	82.425	16.38	A + carbides
2	0.77	0.85	8.18	8.18	0.496	72.990	25.10	A
3	1.03	0.80	7.98	7.98	0.446	84.160	16.95	A + carbides
4	1.10	0.93	8.22	8.22	0.297	76.480	17.04	A
5	1.24	1.54	11.03	11.03	0.436	73.450	8.32	A + carbides
6	1.12	1.45	11.33	11.33	0.374	78.920	13.77	A

Table 8. Mechanic indicators of cast iron after homogenisation and quenching, 1150 °C, H₂O

No in order	Chemical composition in %					Mechanical characteristics				
	C	Si	Mn	Cr	N	$\sigma_B, 10^{-7}$ Pa	Rigidity		$\delta_5, \%$	ak 10^{-5} J/m ²
							not quenched	Quenched 1150 °C		
1	2.76	1.48	12.56	12.04	0.308	89.92	644	502	3.00	1.15
2	2.87	1.36	8.31	14.53	0.310	51.20	628	477	2.49	0.45
3	2.79	0.90	13.05	14.00	0.316	65.44	536	405	2.10	0.55
4	2.48	1.70	11.78	19.80	0.206	71.56	447	415	2.34	0.48
5	2.60	1.05	7.80	20.70	0.291	58.86	507	438	1.39	0.50
6	2.40	1.37	12.55	15.47	0.923	88.56	-	500	-	0.77

3.3. Mechanic Characteristics of Cast Alloys with Low Mn Content

A.Steels. Mn is an austenite stabilizing element. Decreasing its content, the martensite point Mn increases. At a certain proportion between Mn, Cr, C and N an unstable austenite structure is formed. Under impact pressure in a cold medium surface deformation martensite is formed, which deteriorates plastic characteristics, but increases wear-resistance. The thickness of the martensite layer is 3-5 mm. Decreasing Mn content plastic characteristics (δ_5 , a_k) sharply deteriorate (Table 9). Hence, to provide the desired or necessary plasticity in the N-alloyed or N + C austenite it is necessary to introduce certain quantity of stabilizing elements forming solid solutions of substitution: Mn (above 7-10%), Ni, Mn, Co, Cu etc. The cheapest is Mn. Towards N, Mn forms solid solutions of substitution and favors the movement of dislocations in different surfaces. Decreasing Mn content up to and below 1% ferromagnetism is observed. After homogenization and tempering hardness sharply increases up to 55-65 HRC(in oil). Plasticity sharply decreases (δ_5). Extension possibilities in practice drops

below 1-2%. Impact strength drops below $0.5-0.9 \cdot 10^5$ J/m² (Tables 9, 10). This is a transition to another class of materials.

B.Cast iron. In decreasing Mn, the changes observed are analogous to those in steels (Tables 9,10). Cast iron, containing less than 1-3% Mn have an advantage to austenite Cr- Mn cast iron (non magnetic): they are easily machined with cutting tools after special thermal processing [13]. It has been proved experimentally that in alloys of the Fe-Cr-C-N system holes and threads are easily cut [3,13,14]. Nitrides favour machining with cutting instruments.

Table 9. Plasticity of steels and cast iron with lower Mn content

No in order	Chemical composition in %						Mechanical characteristics		
	C	Si	Mn	Cr	N	Other	$\sigma_B, 10^{-7}$ Pa	$\sigma_{0.2}, 10^{-7}$ Pa	$\delta_5, \%$
1	0.15	0.81	12.77	5.00	0.739	V - 1.90 Mo - 0.53 Al - 0.15 Pb - 0.10	73.99	55.03	18.4
2	0.15	0.66	3.50	5.79	0.754	V - 1.02 Mo - 0.50 Al - 0.39 Pb - 0.10	59.41	38.20	3.5
3	0.90	0.54	22.50	4.15	0.354	V - 1.52 Mo - 0.39 Al - 0.75 Pb - 0.10	82.47	60.10	27.5
4	0.88	0.64	4.50	4.27	0.337	V - 1.67 Mo - 0.30 Al - 0.90 Pb - 0.10	78.10	59.08	2.2

Table 10. Mechanic indicators of cast iron with lower Mn content

No in order	Chemical composition in %					Rigidity HB	
	C	Si	Mn	Cr	N	not tempered	tempered 950 °C
1	3.78	0.68	6.00	17.14	0.116	530	52.5
2	3.67	0.50	2.68	16.92	0.103	538	63.5
3	3.92	0.85	1.82	17.50	0.069	514	63.1

Conclusions

1. Cast alloys of the different phase areas($\gamma, \gamma+k$) in the Fe-Cr-Mn-C-N system steels and cast irons have been studied and it has been determined that austenite may be strengthened by N and C separately and or together. Mathematical models have been obtained which make possible the estimation of influence of the $\Sigma C+N$ sum (within the range 0,18-1,8) on the tensile strength (σ_B) and the relative yield strength ($\sigma_{0.2}$) in cast alloys containing 12-14%Mn, 4-6%Cr, 0,4-0,6%V, 0,25-0,50%Mo, 0,15-0,20%Al.

2. There were produced low and medium alloyed with Cr cast-steels that have 3 to 4 times higher relative yield strength than the C10Cr18Ni9Ti steel and 1.5-2 times better than that of the Hatfield cast steels C110Mn12 (patented invention in Bulgaria No.31141).
3. The influence of C on the decrease of plastic characteristics is higher than the influence of N. In N containing (N+C) austenite higher plastic characteristics may be achieved than those in C containing austenite. This creates possibilities and prospects for regulation of strength and plastic characteristics by introduction of N and C, separately or together in different proportions in one and the same sum $\Sigma C+N$.
4. On the basis of long studies the supposition may be made, that one and the same alloy on Fe basis with approximately equal qualitative properties could be obtained at least by three metallurgical methods: only with C, only with N, with $\Sigma C+N$ and different ratios C/N, N/C (inventions 1976-1985). The Hatfield steel is an example. Quantitative differences are expected.
5. Cast alloys of the Fe-Cr-Mn-C-N system with austenite carbide structure after being homogenized and tempered, possess high mechanic characteristics (σ_B and HB) and lower plasticity (δ_5 , a_k) because of the sufficient quantity of residual carbide phases.
6. Cast alloys of the Fe-Cr-Mn-C-N system with the decrease of Mn content pass through unstable under deformation steels, reaching the martensite class at below 1-3%. As a result plastic characteristics sharply deteriorate. In the alloys of the Fe-Cr-C-N system after quenching ferromagnetic phases are obtained. Their quality may be regulated by C and N, high hardness up to 60-65 HRC and lack of plasticity in practice (δ_5 , a_k), but after special thermal processing in difference to austenite alloys of the Fe-Cr-Mn-C-N system, the alloys of the Fe-Cr-C-N system may be machined with cutting tools. Alloys of the Fe-Cr-C-N system are covered by patent in Bulgaria No.49451).

References: 1. Gudremon E., Spetsialnĭe stali. Perevod s nemetskogo, Nautchno Technicheskoe izdatelstvo literaturii po tchernoi i tsvetnoi metallurgii, vol. I, II, Moscow, 1959. 2. Babanov A.A., M.B. Pridanzev. Korrosionostoikiye stali i splavi. Metallurgia, Moscow, 1971. 3. Kolev B.V. Vazmojnosti za poluchavane, strukturuobrazuvane i svoistva na niakoi leiarski splavi na Fe-C osnova, legirani s azot. Doctor thesis, Inst. of Metalscience, Sofia, 1985. 4. Kolev B.V. Izsledvaniya varchu niakoi osnovni mehanitchni pokazateli na Fe-C osnova. Papers of Conference, «Amtech», May, 1993, Russe, Bulgaria. p.230-239. 5. Kolev B.V. Vazmojnosti za poluchavane na azotno legirani liati splavi na Fe osnova. Papers of Conf. "Amtech", Russe, 1993, p.240-249. 6. Kolev B.V. Investigation of some basic mechanical properties of N containing alloys on ferro-carbon basis. 3-rd International conference "HNS'93, Proceedings, Kiev, 1993, p.383-387.

7. Kolev B.V. Production of Fe-based N-alloyed cast alloys. Proceedings of 3rd International Conference "HNS'93, Kiev, Ukraina, Paper, 1993. p.610-613. 8. Visokoazotni stomani-89. Proceedings. Varna, Bulgaria, 1989. 9. Dimov I.N., B.V. Kolev. Varchu niakoi tehnologitchni vaprossi na usvoivane na N v leiarski splavi ot sistemata Fe-Cr-Mn-C. Materialoznanie i tehnologia, N13, Sofia, 1984., p.44-54. 10. Dimov I.N., L.Tz. Kalev, B.V. Kolev. Fe-C alloy, Bulgarian patent No. 31141. 11. Pridanzev L.V. et. al. Visokoprotchnie austenitnie stali, Metallurgia, Moscow, 1969. 12. Kolev B.V. Iznosoustoitichiva nemagnitna splav, Bulg. patent No. 78869. 13. Dimov I.N., B.V. Kolev et. al. Iznosoustoitichiva splav na Cr-osnova, Bulg. patent No. 49451. 14. Kolev B.V. Mehanitchni pokazateli na Cr legirani iznosoustoitichivi liati splavi. Proceedings VTU "A. Kantchev", vol. XXXI, seria 2, Russe, Bulgaria 1988, p.65-70. 15. Kolev B.V. A hypothesis looking for dialectical connections, processes and phenomena in inanimate nature being of grate significance for the science and the practice, i.e. Biology, Medicine, Ecology and Philosophy. Second intern. Conference ECO, Russe, Bulgaria, Proceedings, Paper, 1990. Signatura Nautch. Techn. Biblioteka, Sofia Hg 4164/90. 16. Kolev B.V. The position of the metallurgical sciences in interaction with others sciences for the solution of problems connected with the motion forms of the matter and their fundamental philosophical role in explanation of processes and phenomena on the Earth and Planets and in the Universe. Second intern. Conference, ECO, Russe, Bulgaria, Paper, 1990. Signatura Nautch. Techn. Biblioteka, Sofia Hg 4165/90. 17. Kolev B. V. "Implantation" phenomenon in Nature a fundamental philosophical conception - a dialectical connection between the motion forms of the matter and a key feature for some qualitative changes induced by quantitative accumulations, Second intern. Conference, ECO, Russe, Bulgaria, Paper 1990. Signatura Nautch. Techn. Biblioteka Sofia Hg 41166/90. 18. Kolev B. V. Mehanitchni pokazateli na niakoi liati splavi ot sistemata Fe-Cr-Mn-C-N, Intr. Conf. "Metaloznanie i termitchna obrabotka", Paper, Gabrovo, Bulgaria, 1994, p.62-83.

THE DESIGN OF WORK FLOW FOR OPENING THE TECHNICAL CULTURAL MONUMENT OF THE FORMER JERONÝM MINE AT ČISTÁ IN THE SOKOLOV DISTRICT

Robert Kořínek, Petr Žůrek
(VŠB – Technical University of Ostrava)

1. Introduction

Tin played an exceptional role in the civilisation process, and after the

alloy of copper and tin in the form of bronze the name Bronze Age was given to one long era of humankind. The issue of a part of tin in Bohemia during the Bronze Age has not been clarified yet. However, its role seems to be negligible. The area of the Krušné hory Mountains with deposits in the German and Czech territories was utilized in extraction, in a greater degree, somewhere from the 12th century. Some time later, exploitation operations began in alluvial ore deposits and subsequently in primary deposits in the area of the Slavkovský les Mountains.

In the area of the Slavkovský les Mountains, many historic workings exist that are connected with the extraction of Sn, W ores, namely on the surface and underground. However, it is mostly the case of works of small extent known especially from literature. What forms an exception is the complexes of gobs in the localities of Huber and Schnöde stocks, Vysoký Kámen and Čistá that were opened up in the post-war period.

The recent extraction attempts in the localities and the exploitation in the given deposits either have led to the total liquidation of old mining works or have practically made them inaccessible. Of the localities in the Slavkovský les Mountains, it is the only locality of Čistá that seems to have a hope of being accessible again as far as unique workings are concerned, namely the district of the Jeroným Mine. The reason for preserving the old mining works has been given by recent lack of interest in exploitation for the part of the RD Příbram company owing to the already mentioned low metal content, remoteness from the treatment plants and later also by declaring the Jeroným Mine to be an immovable cultural monument (1990).

2. Geographical position and geology of the deposit of Čistá-Jeroným

From the geographical point of view, the locality of Čistá is situated at the former town of Čistá (formerly Litterbachy) by the village of Krásno in the Sokolov region. The locality has an outstanding strategic position with reference to tourism and is a part of the area of the CHKO (protected landscape area) of the Slavkovský les Mountains with a rather high value of the environmental level.

From the geological standpoint, the tin-wolfram deposit of Čistá - Jeroným is adjacent to the southwestern margin of the Krudum massif.

The deposit is there in granite and the ore mineralization has a form of endocontact bands of lenticular shape elongated roughly in the west-east direction with the dip of about 20° to the south.

According to the present knowledge the average contents of tin in the ore layers move in the range from 0.16 to 0.20%. It is then the case of a small and poor in metal deposit of Sn, W ores and it is real to state that either in previous times the extracted ore was not considerably rich in tin. What was its merit was the fact that the Sn ore mineralization is confined especially to kaolinized gran-

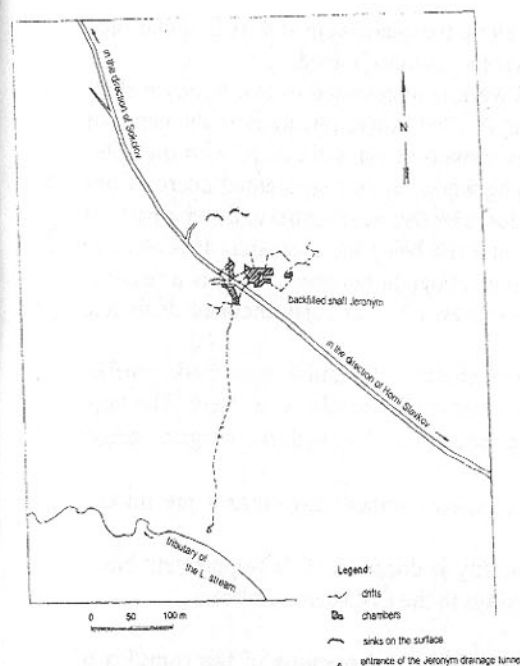


Fig. 1. Scheme of development of the central part of the locality of Čistá.

tion then continued with many interruptions till the beginning of the 20th century /Bílek/.

The preserved workings in the locality Čistá - Jeroným represent in their complex a set of practically all workings. If we omit inaccuracies in insufficient temporal data, we can state that those works were done with many breaks in the time period of more than 400 years. In this chronology, they are real witnesses of mining activity and ore mining in the Czech countries.

In addition to the proper mining works with remains in the form of non-caved chambers and those filled in places, a considerable amount of drifts and openings serving for transport, ventilation, drainage, exploration for the verification of ore mineralization thickness and quality, and others can be found in the locality.

According to the historical data, the height range of the works is approximately 50 m. The basic draining work is a drainage tunnel Jeroným whose level limits the depth of gobs. The drainage tunnel Jeroným itself is more than 400 m long, in some places supported, rebuilt and shows an irregular profile. Partially,

ites. During treatment (by washing) cassiterite was released quickly from the mother rock. This was probably the main advantage of acquiring the metal from the deposit in comparison with classic greisen deposits.

The ore mineralization of tin and wolfram is represented by the following two types:

- a) quartz veins with the Sn and W ore mineralization,
- b) impregnation of Sn and W in metamorphic granitoid rocks.

3. Characteristics of historic mining works in the locality of Čistá - Jeroným

The beginnings of underground mining in the locality go back to the first half of the 16th century. The mining and sporadic exploita-

the drainage tunnel Jeroným is driven along the quartz vein and its irregular profile proves that the quartz vein was, in some sections, mined.

In the locality the main vertical work is represented by the Jeroným shaft liquidated by backfilling. At rebuilding in 1964, it was reworked to the depth of about 27 m. At this depth, the shaft is connected via a dip entry with the complex of other workings. The built mining works are in a substantial degree without any support; some sections in the Jeroným drainage tunnel and some parts of the locality inaccessible due to the caving fall being the exception. It is obvious that the mining works took place in several height horizons. What is a result is the spatial skeleton formed in the rock massif by variously inclined drifts and raises.

In the mine, sections of drifts and shafts with regular, man-made profiles exist. Several fully extracted chambers that are accessible occur there. The largest of them has the ground plan size of about 30×15 m with the irregular height range less than 10 m.

Staples and at present mined out spaces without any outflow are flooded with water.

The existing situation in the locality is documented in Supplement No. 1 that schematically represents the workings in the Čistá-Jeroným area.

4. The design for solving the drainage and opening of the complex of historic workings in the Jeroným Mine at Čistá

The design rests upon the following basic facts and assumptions:

- nowadays, the Jeroným drainage tunnel is caved in the length of about 120 m and rebuilding the caved gob section is unreal in the existing profile of the drainage tunnel;
- the opening of large-volume historic faces that, from the mining point of view, represent the most valuable part of the Jeroným Mine;
- a possibility of creating the mining-touristic area at securing the total drainage and ventilation functions of workings;
- a plan of safety measures for the operation of the intended premises.

The design is summarized in table 1.

5. Conclusion

It is the complex of workings and the drainage tunnel Jeroným at the former town of Litterbachy, later Čistá, that is a significant technical monument of tin mining in the 16th century as well as an exception to the other monuments. We consider the mine complex Jeroným for its good preservation to be unique in a way not only in the area of the Slavkovský les Mountains but also, as for importance, behind the border of the region and even the Czech Republic.

Table 1. Summarization of the proposal of solving "Opening of the technical cultural monument of the former Jeroným mine at Čistá Sokolov region"

WORKING NAME	PRESENT STATE	SOLVING PROPOSAL	JUSTIFICATION	TECHNOLOGY	NOTES
DĚDIČNÁ ŠTOLA (DRAINAGE TUNNEL) JERONÝM	A medieval working caved at the 130 m stationing from the mouth in the length of about 120 m. A decreased function through the caved ground (behind the caved ground, water is dammed up). The ventilation function is estimated as ventilation via impassable way.	Driving a parallel drainage tunnel 250 m long in the L.B. profile with the connection of the drainage tunnel Jeroným behind the caved ground. The mouth of the parallel drainage tunnel is to be placed above the level of the mouth of the existing drainage tunnel at keeping the draining function and for more suitable dumping of the muck.	Recovering the caving fall is under given conditions unreal. The parallel drainage tunnel ensures the drainage and ventilation of the whole complex of workings.	Driving in a classical way: - disintegration of rocks by blasting in short advances per round with the reduction of seismic effects; - manual loading the rock, or by scraper; - hauling of the rock by cars or the scraper conveyor TH-500; - support by timber sets; - ventilation by separate air duct	- building of the drainage chute in the bottom along the whole length of the drainage tunnel; - interconnection with the existing drainage tunnel Jeroným via a short timber path before the caved gob (about 120 m stationing); - bridging of the stream before the mouth of the parallel drainage tunnel for muck dumping; - supporting air hole from the surface at the stationing of about 150 m to shorten the air ducts
NEW DIPPING DRAINAGE TUNNEL (NS)	does not exist	Driving a dipping working about 40 m long, section LB-01. Solving is proposed in two alternatives from the area north of the Jeroným shaft bank.	Necessity of accessing the complex of historic workings for these reasons: - ensuring the second exit from the mine; - hauling of the rock cone under the Jeroným shaft; - securing the entry of the sight-seeing tour;	Driving in a classical way: - Rock disintegration by blasting in short advances per round with the reduction of seismic effects; - manual loading of rocks, or by scraper; - hauling of the rock by carior the scraper conveyor TH-500; - support by timber sets; - ventilation by separate air duct	- the proposed drainage tunnel NS will be driven downward at the dip of about 20°; - after driving, the drainage tunnel will be equipped with a staircase for comfortable access
JERONÝM SHAFT	It is of the rectangular section, equipped with the manway compartment. The previous filling mined out to the depth of about 27 m (contact with the large chamber). At the shaft heel, there is the cone of the filling rock material.	To maintain the existing manway compartment and the ventilation function of the shaft. After hauling the cone of filling rocks, to build the timber staircase from the shaft heel to the bottom of the large chamber to ensure emergency escapes (will not be included into the sight-seeing tour).	Owing to its dimensions, the Jeroným shaft is not suitable as a common access way.	-	- securing of the safe closure of the shaft at the bank; - after driving, the drainage tunnels and determining the state and intensity of ventilation, to judge the possibilities of fitting the shaft with a fan;

WORKING NAME	PRESENT STATE	SOLVING PROPOSAL	JUSTIFICATION	TECHNOLOGY	NOTES
COMPLEX OF CHAMBERS	Large-volume workings of irregular ground plan dimensions and height interconnected by timber paths and raises at various levels. Long-termly stable, part of the large chamber filled with filling material. In parts without outflow there are ponds of dammed up mine water. It is situated under the road 11/210 NW of the complex of workings of the Jeroným Mine. Accessible from the drainage tunnel with the built drainage tunnel mouth. Supposed connection with the Jeroným Mine has not been proved yet.	Hauling of the filling material under the Jeroným shaft after driving a new inclined drainage tunnel NS. Adjustment of the space and the complex of workings of the Jeroným Mine. Layout of the sight-seeing tour.	Opening of chambers for purposes of mining tourism. From the historical point of view, the chambers represent the most valuable document of history of tin mining in the area of the Slavkovský les Mountains.		1. To document the emphasizing of the history of mining, or increase in stability, to build elements of historical support (individual timber support in suitable places; timber cribs with the spacing-piled muck, dry walls). 2. To fit the chambers with suitable and impressive lighting (necessity of electrical energy supply).
NEWLY DISCOVERED COMPLEX OF HISTORIC WORKINGS	It is situated under the road 11/210 NW of the complex of workings of the Jeroným Mine. Accessible from the drainage tunnel with the built drainage tunnel mouth. Supposed connection with the Jeroným Mine has not been proved yet.	In the framework of exploration of mining works in the Jeroným Mine, to try to find an interconnection.	Extending the sight-seeing tour in the locality of Čistá-Jeroným.		3. In the area, valuable historic workings exist as well that document the tin mining in the Czech country.
SURFACE AT THE OPENING OF THE DĚDÍČNA STOLA (Lobezský stream). In the vicinity of the ground, remains of a historic treatment plant are there.	The bottom of the mouth of the Jeroným drainage tunnel is practically at the level of the stream (Lobezský stream). In the vicinity of the ground, remains of a historic treatment plant are there.	The terrain depression in front of the opening of the drainage tunnel Jeroným will be levelled by the muck from driving the parallel drainage tunnel.	Necessity of dumping the rock material from driving.	Transport of rock material from driving the parallel drainage tunnel by means of bridging the stream.	1. with regard to the depositing in the stream, its regulation is necessary (cleaning); 2. For driving the parallel drainage tunnel and muck dumping to ensure the construction site installations, power supply and connection to the traffic network;
SURFACE AT THE JERONÝM SHAFT AND THE NEW DRAINAGE TUNNEL (NS)	Surface situation is clear in Supplement 1.	To level terrain depressions with rocks from driving the new incline drainage tunnel (NS) from the mined material from the Jeroným shaft heel, or building works. In the space a complex of buildings and the entry premises of the sight-seeing route is expected to be located.	The space is situated in the vicinity of the road with a possibility of more suitable connection to energy distribution systems. The necessity of dumping the rock material from driving and building works.		3. construction site installations, power supply, connection to the traffic network

Mining historians document the methods of ore mining and historical activities generally mainly with data from archival materials and by analogies with other similar deposits and mining districts. The locality of Čistá-Jeroným, however, makes it possible to look into medieval workings and chambers and see them in the state equal to that some hundreds of years ago, when they were abandoned by "old men". It is the document proving objectively a high level of the Czech medieval mining and its contribution to the European mining. It is the model laboratory in situ, in which it is possible to do additional survey, to specify and describe the state, range and method of mining and to document photographically unique mining works of the then period. It makes it possible to pursue the way of thinking and work of our predecessors who without the knowledge of today scientific disciplines, with minimum technical means and on the basis of observation were able to manage the rock massif, e.g. by a sensible choice of dimensions of large-volume workings (chamber), etc.

The opening of the Čistá-Jeroným complex is designed to be economical with the aim to utilize, e.g. for the purpose of mining tourism, especially medieval large-volume chambers that together with flooded goafs form an inimitable atmosphere underground. In this connection it is needful to emphasize also other aspects that, in our opinion, support the idea of opening the mining monument Čistá-Jeroným:

1. The locality has an outstanding geographical position from the touristic point of view, primarily for guests of the western Czech spas and is a part of the protected landscape area of the Slavkovský les Mountains;
2. The preserved country in the Slavkovský les Mountains is a guarantee for the visitation rate of the area in the framework of so-called mining tourism for which are there ideal conditions there;
3. In addition to the undoubted mining values that are usable for professional as well as lay public, the locality of Čistá - Jeroným represents the preserved endo-contact tin and wolfram ore mineralization. After closing practically all ore mines in terms of damping, the locality will be in the Czech Republic one of a few possibilities of presenting ore geology, namely above the framework of mere literary underlying data.

The first steps leading to the preservation of the complex of workings Jeroným and their opening have been already taken. Thanks to their uniqueness, the range of workings and a high degree of preservation of late medieval mining works, on the 16th of February, 1990 the Ministry of Culture declared the Jeroným Mine to be a cultural monument. It is also the Endowment of Georgius Agricola - Slavkovský les section that takes the great initiative in this sense. When writing this contribution we realized a certain debt concerning the famous and long-term tradition of Czech mining. We had have an opportunity to visit several mining museums and open-air museums home and abroad. They document

a human effort, actions, errors and mistakes in probably the oldest original production in the history of humankind, i.e. mining. We hold an opinion that the opening of the Jeroným Mine at Čistá and the subsequent establishment of the mining-geological museum, which would represent and document in a respectable manner the ore mining in the area of the Slavkovský les Mountains, is a very good starting point and a correct solution.

СОДЕРЖАНИЕ

Аноприенко А.Я., Забровский С.В., Потапенко В.А. СОВРЕМЕННЫЕ ТЕНДЕНЦИИ РАЗВИТИЯ ТРЕНАЖЕРНЫХ СИСТЕМ И ИХ МОДЕЛЬНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ	3
Богуславский В.А., Галкин А.С. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТВЁРДЫХ СМАЗОК НА ОСНОВЕ ДИСУЛЬФИДА МОЛИБДЕНА ДЛЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ.....	7
Бутенко В.И. ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ	11
Гавриш А.П., Рибхи Абу-Асаль, Гавриш О.А., Ахмет Фахури ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ОБРАЗОВАНИЯ НАКЛЕПА ПРИ ШЛИФОВАНИИ И ДОВОДКЕ МАГНИТНОМЯГКИХ СПЛАВОВ НОВЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ	17
Галкина А.С., Богуславский В.А. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ РЕЗЦА С УЧЕТОМ ОХЛАЖДАЮЩЕГО ДЕЙСТВИЯ СОТС	25
Горецкий Г.В. К ВОПРОСУ О СОВЕРШЕНСТВОВАНИИ ТЕХНОЛОГИИ ОТДЕЛОЧНЫХ ОПЕРАЦИЙ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС.....	30
Горкуша А.Е., Снеговский Ф.П., Стеблянок В.Г. РЕЖИМНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПОЛИМЕРНЫХ И МЕТАЛЛОФТОРОПЛАСТОВЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ПОДАТЛИВОСТИ.....	33
Горобец И.А., Голубов Н.В., Болтян А.В., Огинский А.Г. АДАПТИВНЫЕ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ СТАНКОВ С ЧПУ	41

Горобец И.А., Деркач А.В., Хорхордин А.В.,
Недосекин В.Б., Воронцова А.С.
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИСПОЛНИТЕЛЬНОГО
МЕХАНИЗМА АДАПТИВНОЙ ДВИЖИТЕЛЬНОЙ
СИСТЕМЫ ОЧИСТНОГО КОМБАЙНА.....45

Григорьев А.В.
ОГРАНИЧЕНИЕ КОГНИТИВНОЙ СЛОЖНОСТИ МОДЕЛЕЙ.....49

Гринев А.А., Матюха П.Г.
ТЕМПЕРАТУРА ПОВЕРХНОСТИ РЕЗАНИЯ
ПРИ ШЛИФОВАНИИ НЕПОДВИЖНОГО
ОБРАЗЦА ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ.....58

Гусев В.В.
ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНЫХ И ОБРАБОТОЧНЫХ
ДЕФЕКТОВ НА ПРОЧНОСТЬ КЕРАМИКИ.....63

Деркач А.В.
ВЕРОЯТНОСТНАЯ МОДЕЛЬ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО
РЕЖИМА НАГРУЖЕНИЯ ПРИ ЛИНЕЙНОМ ИЗМЕНЕНИИ
СРЕДНИХ НАГРУЗОК В СХЕМЕ ПРОКАТКИ.....71

Ивченко Т.Г.
ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ
ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ УСЛОВИЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ.....75

Ивченко Т.Г., Легашева Т.А., Сытник М.Н.
ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ РЕЗЦОВ,
ОСНАЩЕННЫХ МИНЕРАЛОКЕРАМИКОЙ.....81

Ищенко А.Л., Ольховская О.О.
МОДЕЛЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА
АВТОМАТИЧЕСКОЙ СБОРКИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ
ТЕОРИИ ГРАФОВ.....86

Калафатова Л.П., Богатырев В.А.
УСТАНОВЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТИ НАПРЯЖЕНИЙ
ОТ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ХРУПКИХ
НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ.....92

Кириченко И.А., Витренко В.А., Должков М.А.
ОБКАТКА ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КОЛЕС
ОБКАТНИКАМИ, ПОЛУЧЕННЫМИ В
ПРОСТРАНСТВЕННОМ СТАНОЧНОМ ЗАЦЕПЛЕНИИ.....99

Клименко И.В.
ЗАГРУЖЕННОСТЬ ЧИСТОВОЙ КЛЕТИ ТОЛСТОЛИСТОВОГО
ПРОКАТНОГО СТАНА ПРИ АСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКЕ104

Кравченко В.М.
ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ КОМПЛЕКСА
НА ЕГО ТЕХНИЧЕСКУЮ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ.....108

Лукичев А.В.
ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ
ПРИРАБОТКИ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ.....112

Малышко И.А., Коваленко В.И., Нелюбин А.А.
РАЗРАБОТКА АЛГОРИТМА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ
ПОДАЧИ ПРИ ЗЕНКЕРОВАНИИ ЧУГУНА И СТАЛИ.....118

Малышко И.А., Малышко И.И.
ВЛИЯНИЕ УРОВНЯ АВТОМАТИЗАЦИИ ГПС
НА ОБЛАСТЬ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ.....121

Матюха П.Г.
ШЛИФОВАНИЕ СО СТАБИЛИЗАЦИЕЙ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ОБРАБОТКИ.....125

Матюха П.Г., Гринёв Ю.А.
ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ
ПОВОРОТНОЙ ПОДКЛАДКИ С РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНОЙ
НА ДЕРЖАВКЕ УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНОГО РЕЗЦА.....131

Михайлов А.Н., Байков А.В., Ковалев М.С.
ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПЛОСКОЙ
ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЭЛАСТИЧНЫМ
ШЛИФОВАЛЬНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ137

Михайлов А.Н., Матвиенко А.В., Водолажченко А.Г.
ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ
ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ НА ТОНКОСТЕННОМ ИЗДЕЛИИ.....143

Михайлов А.Н., Рыбина С.А., Перов Д.В., Оливер Т., Бемент.М.
ОСНОВЫ СИНТЕЗА ГЕОМЕТРИИ ВНУТРЕННИХ
ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗАЦЕПЛЕНИЙ С РАВНЫМ
ЧИСЛОМ ВНУТРЕННИХ И НАРУЖНЫХ ЗУБЬЕВ.....149

Молчанов А.Д.
МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ
ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ
АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ КЕРАМИКИ.....162

Момот А.И.
ПРОБЛЕМЫ СЕРТИФИКАЦИИ СИСТЕМ
КАЧЕСТВА В МИРЕ И В УКРАИНЕ.....170

Нечепаяев В.Г.
ПРОБЛЕМЫ И ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА
ШНЕКОВЫХ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ
ОЧИСТНЫХ КОМБАЙНОВ ДЛЯ ТОНКИХ ПЛАСТОВ.....178

Онищенко В.П.
МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ПРОФИЛЕЙ
ЗУБЬЕВ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ИХ ИЗНАШИВАНИЯ.....188

Петтик Ю.В.
РАЗРАБОТКА НОВОЙ КЛАССИФИКАЦИИ БУРОВЫХ
СИСТЕМ ПО КИНЕМАТИЧЕСКИМ ПРИЗНАКАМ ДЛЯ
АНАЛИЗА И СИНТЕЗА ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ.....197

Полтавец В.В.
СЕБЕСТОИМОСТЬ ШЛИФОВАНИЯ С
УПРАВЛЯЮЩИМИ ВОЗДЕЙСТВИЯМИ НА РПК.....202

Польченко В.В., Сурело М.А.
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ
МУФТ С УЧЕТОМ ИЗНОСА И РАСПРЕДЕЛЕНИЯ
НАГРУЗКИ МЕЖДУ ЗУБЬЯМИ.....210

Рябцев А. Д., Троянский А.А., Пашинский В.В., Бенц М.Дж.
ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ
ИЗДЕЛИЙ ИЗ γ -АЛЮМИНИДА ТИТАНА ПОЛУЧЕННОГО
ЭЛЕКТРОШЛАКОВОЙ ТЕХНОЛОГИЕЙ, МЕТОДАМИ
ПОРОШКОВОЙ МЕТАЛЛУРГИИ.213

Савенков В.Н.
ДЕФОРМАЦИИ В МНОГОСЛОЙНЫХ ТРУБАХ ПРИ ИЗГИБЕ218

Сидоров В.А., Нижник Н.В., Ошовская Е.В., Нижник А.В.
ИНТЕГРАЛЬНЫЙ ПОКАЗАТЕЛЬ
ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ МАШИН226

Сусин А.А., Руденко С.П., Мосунов Е.И.
ОСОБЕННОСТИ КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА ЗУБЧАТЫХ
КОЛЕС ОТВЕТСТВЕННОГО НАЗНАЧЕНИЯ И ПРАКТИКА
ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ
С ВЫСОКИМ СОПРОТИВЛЕНИЕМ ИЗГИБНОЙ И
КОНТАКТНОЙ УСТАЛОСТИ УПРОЧНЕННЫХ СЛОЕВ.....231

Суслов А.Г., Съянов С.Ю.
ФОРМИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ
ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ
ПРИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЙ ОБРАБОТКЕ.239

Татьянченко А.Г.
ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ
ЗАВИСИМОСТИ МОДУЛЯ УПРУГОСТИ СТАЛИ 40Х И 45.....244

Улитин Г.М.
ПРОДОЛЬНЫЕ УДАРЫ ПРИ СПУСКЕ БУРОВОЙ КОЛОННЫ249

Цокур В.П., Матюха П.Г., Стрелков В.Б.
ИНТЕНСИВНОСТЬ ОБРАЗОВАНИЯ УСТУПА
НА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА ПРИ
ВРЕЗНОМ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ.253

Ченцов Н.А., Сулейманов С.Л., Ручко В.Н.
ЭМУЛЯТОР ЭКСПЛУАТИРУЕМОЙ ДЕТАЛИ.....257

Шабайкович В.
УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ
ОБУЧЕНИЯ В УЧЕБНОМ ПРОЦЕССЕ263

Шамаев В.В., Едемская Е.Н., Ефименко К.Н., Павлыш Э.В.
НЕЙРОСЕТЕВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В ЗАДАЧАХ
ОПТИМИЗАЦИИ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА.....271

Шевченко Ф.Л., Нижник А.В.
ОБОБЩЕННАЯ ПОПЕРЕЧНАЯ СИЛА В ПЛОСКИХ
СТЕРЖНЯХ ПРИ ПРОСТРАНСТВЕННОМ ЗАГРУЖЕНИИ.....277

Buchacz A., Dymarek A., Dzitkowski T.
SYNTHESIS VIBRATING $K \geq 2$ FIXED
SYSTEMS REPRESENTED BY GRAPHS.....282

Buchacz A., Machura A., Pasek M.
DEFLECTIONS FROM THEORETICAL
TRAJECTORY OF THE HOLDER MOVEMENT
ON ACCOUNT OF MANIPULATOR VIBRATIONS.....289

Kolev B.V.
NEW HIGH STRENGTH N-DOPED AUSTENITIC STEELS
AND CAST IRONS NON CONTAINING NIKELLUM.....295

Robert Kořínek, Petr Žůrek
THE DESIGN OF WORK FLOW FOR OPENING
THE TECHNICAL CULTURAL MONUMENT
OF THE FORMER JERONÝM MINE AT ČISTÁ
IN THE SOKOLOV DISTRICT305

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов
Донецкого государственного технического университета
«Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Содержание рукописей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Языки представления рукописей: украинский, русский, английский и немецкий.

Сборник научных трудов является специальным изданием в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Додаток до постанови президії ВАК України від 9 червня 1999 р. № 1 – 05/7).

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий.
2. Информационные технологии (CAD/CAM/CAE). Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов, прогрессивные инструментальные материалы и их обработка.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Специальные и нетрадиционные технологии, экономические проблемы машиностроения.

7. Вопросы моделирования и расчетов сложных технических систем.
 8. Эргономические и экологические проблемы машиностроения.
- В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении рукописи Вашей статьи в сборник необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
 - рукопись статьи в двух экземплярах (второй экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами);
 - акт экспертизы (один экземпляр);
 - дискету 3,5 дюйма с записью текста статьи.
- Публикация статей в данном сборнике платная.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее и нижнее 30 мм, левое и правое 25 мм. Страницы не нумеровать (нумерацию выполнить карандашом в нижнем правом углу). Рукопись статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman размером 14, распечатать в двух экземплярах с высоким качеством печати.
2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: название, фамилии и инициалы авторов, сокращенное название организаций, города, страны, аннотация на английском языке, основной текст, выводы, список литературы. Название печатать прописными (жирными) буквами, не отступая от верхнего поля, без переносов, центрировать. Через 1,5 интервала строчными буквами – фамилии и инициалы авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название организаций, название городов, стран (через запятую, центрировать). Через 1,5 интервала – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.pcx, *.dwg размерами не менее 60х60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.
4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы нумеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный).....	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс).....	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс).....	8 pt
Symbol (крупный символ).....	16 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2. Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.
6. **Список литературы** должен быть приведен в конце статьи в соответствии с образцом. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.
7. Текст рукописи статьи требуется записать на дискету 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи.
8. Материалы рукописи представляются без изгибов.
9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, опубликованы не будут.

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П. (ДонГТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск,
Украина, Россия)

*The efficient design of assembly machinery is vitally importantas noun
description of functions of presented in the paper*

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности ... сборочных технологических систем (рис. 5).

Список литературы: 1. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. – К.: КПИ, 1985. – 123 с. 2. Устюгов А.В. Надежность технологических машин. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – 425 с.

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема. 58, ДонГТУ, Кафедра «Технология машиностроения», Редакционная коллегия сборника.

Тел. (022) 93-60-02, факс (0622) 93-60-02

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua

[http:// www.dgtu.donetsk.ua](http://www.dgtu.donetsk.ua)