

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ РЕСПУБЛИКИ БЕЛАРУСЬ
БЕЛОРУССКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

MASHINOSTROENIE

THE REPUBLICAN INTERDEPARTMENTAL COLLECTION OF THE SCIENTIFIC
WORKS PROCEEDINGS

Выпуск 29

Минск
БНТУ
2015

УДК 621.002 (082)
ББК 34.4
М38

Сборник основан в 1976 году

Главный редактор **В.К. Шелег**

Редакционная коллегия:

**Л.М. Акулович, В.Л. Басинюк, К.Е. Белявин, М.Н. Верещагин, А.И. Гордиенко,
О.Г. Девойно, Э.М. Дечко, Г.Н. Здор, С.А. Иващенко, В.С. Ивашко, М.М. Кане,
И.А. Каштальян, В.В. Клубович, А.П. Ласковнев, Н.Н. Попок, И.О. Соколов (отв. секретарь),
В.Л. Соломахо, В.А. Томило, М.Л. Хейфец, А.М. Якимович, А.Г. Баханович, И.В. Качанов,
А.Т. Скойбеда (зам. гл. редактора), С.В. Харитончик, Ю.В. Василевич (зам. гл. редактора),
М.А. Журавков, Г.И. Михалев, А.В. Чигарев, С.С. Щербаков**

В сборнике представлены результаты исследований различных процессов механической обработки деталей и технологии их изготовления. Изложены новые принципы проектирования некоторых инструментов, станков и другого технологического оборудования. Приведены результаты работ по электрофизическим и электрохимическим способам обработки материалов. Представлены некоторые направления развития механики структур и материалов. Рассмотрены проблемы динамики и прочности машин. Изложены актуальные вопросы экономики машиностроительного производства.

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ	5
Довнар С.С., Шумский И.И. <i>СТАТИСТИЧЕСКИЙ И МОДАЛЬНЫЙ МКЭ-АНАЛИЗ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА ПОЛЗУНА МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА</i>	5
Довнар С.С., Соколов И.О., Трусовский А.С., Шумский И.И., Карабанюк И.А. <i>МКЭ-АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ВАРИАНТОВ ПОРТАЛА НА ДИНАМИКУ ПОРТАЛЬНОГО СТАНКА</i>	14
Довнар С.С., Якимович А.М., Ковалёва И.Л., Трусовский А.С. <i>МКЭ-АНАЛИЗ ДИНАМИКИ ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ КРУПНОГАБАРИТНЫХ КОМПОЗИТНЫХ ТРУБ НА МНОГОЦЕЛЕВОМ СТАНКЕ</i>	22
Романюк Г.Э., Романюк С.И. <i>ИССЛЕДОВАНИЕ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ МЕТОДОМ БИЛИНЕЙНОГО ПРЕОБРАЗОВАНИЯ В СРЕДЕ МАТНСАД</i>	31
Белая О.Н., Гусакова О.В., Неумержицкая Е.Ю., Шепелевич В.Г. <i>МИКРОСТРУКТУРА БЫСТРОЗАТВЕРДЕВШЕГО СПЛАВА Pb – 13 МАС. % Sb.....</i>	42
Гулай А. В., Зайцев В. М. <i>ФОРМИРОВАНИЕ СЕНСОРНЫХ ОБРАЗОВ ОБЪЕКТА УПРАВЛЕНИЯ ПРИ ФУНКЦИОНИРОВАНИИ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ МЕХАТРОННОЙ СИСТЕМЫ</i>	47
Дечко Э.М., Густяков П.В., Сизов С.В., Маркевич Ю.Р. <i>ЗАКОНОМЕРНОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ЛЕНТОЧНОМ ПИЛЕНИИ.....</i>	54
Дечко Э.М., Антонюк В.Е., Русецкий В.Н. <i>МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ ДВУХПРОФИЛЬНОГО КОНТРОЛЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ БЕЗОПЕРАТОРНЫХ СРЕДСТВ КОНТРОЛЯ.....</i>	59
Жоглик И.Н. <i>АКТИВАЦИЯ АЗОТА ИМПУЛЬСНЫМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ ПОЛЕМ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С ИОНАМИ ТИТАНА В ПЛАЗМЕ ВАКУУМНОГО ЭЛЕКТРОДУГОВОГО РАЗРЯДА ЛИНЕЙНОГО ИСПАРИТЕЛЯ</i>	64
Кане М.М., Медведев А.И. <i>ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ЧЕРВЯЧНОЙ ФРЕЗОЙ НА НЕКОТОРЫЕ ПАРАМЕТРЫ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ</i>	71
Мрочек Ж.А., Адаменко В.М. <i>РЕГИОНАЛЬНОЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ: ПРОБЛЕМЫ, РЕШЕНИЯ, ОБУЧЕНИЕ</i>	75
Орукари Б. <i>АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СИСТЕМ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ УПРАВЛЯЮЩИХ ПРОГРАММ ДЛЯ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ</i>	81
Сакович Н.А. <i>ВЛИЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОЙ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЙ НА ТЕМПЕРАТУРУ НАГРЕВА ОБРАЗЦОВ ПРИ ТРЕНИИ.....</i>	90
Синкевич Ю.В. <i>ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРОЛИТНОЙ АНОДНОЙ ОБРАБОТКИ В МЕТАЛЛООБРАБАТЫВАЮЩЕЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ</i>	92
Синькевич Ю.А. <i>ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА НЕКОТОРЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССА ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОГО ПОЛИРОВАНИЯ</i>	96
Синькевич Ю.А. <i>СОВРЕМЕННЫЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ О МЕХАНИЗМЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ПРОВОДИМОСТИ ПАРОГАЗОВОЙ ОБОЛОЧКИ В УСЛОВИЯХ ЭЛЕКТРОЛИТНОЙ АНОДНОЙ ОБРАБОТКИ</i>	102
Спиридонов Н.В., Кудина А.В., Кураш В.В. <i>ПОЛУЧЕНИЕ ИЗНОСОКОРРОЗИОННОСТОЙКИХ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН</i>	

<i>МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ НАПЛАВКИ С ПРИСАДКОЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА</i>	107
Данилов В.А., Данилов А.А., <i>УПРАВЛЕНИЕ ПРОФИЛИРОВАНИЕМ МНОГОГРАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ</i>	112
Яцко А.С., Василенко А.Г., Яцкевич О.К. <i>МОДЕЛИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ</i>	120
МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА	126
Василевич Ю.В., Горельый К.А., Сахоненко С.В., Иванов С.Н. <i>РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ В ПРЕПРЕГЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ АНИЗОТРОПНОЙ ОБОЛОЧКИ, НАХОДЯЩЕЙСЯ НА МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ОПРАВКЕ, ПРИ ДЕЙСТВИИ ВНЕШНЕЙ НАГРУЗКИ</i>	126
Василевич Ю.В., Горельый К.А., Сахоненко С.В., Иванов С.Н. <i>ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ФАКТОРЫ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА КАЧЕСТВО ИЗДЕЛИЙ ИЗ КОМПОЗИТОВ, ИЗГОТОВЛЯЕМЫХ МЕТОДОМ НАМОТКИ</i>	131
Василевич Ю.В., Каштальян Е.И. <i>ПРОГНОЗНАЯ ОЦЕНКА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК МОДУЛЬНЫХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СИСТЕМ</i>	137
Ларченков Л.В., Протасеня М.Л., Протасеня И.О. <i>ПРОЕКТИРОВАНИЕ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННОЙ ТЕХНИКИ</i>	147
Хмелев А.А., Реут Л.Е., Сидоров В.А. <i>ОЦЕНКА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ЛОКАЛЬНО ДЕФОРМИРОВАННЫХ ЗОН КОНСТРУКЦИЙ МЕТОДОМ ИЗМЕРЕНИЯ ТВЕРДОСТИ</i>	156
Якубовский Ч.А., Якубовский А.Ч. <i>УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКИЙ ИЗГИБ СТЕРЖНЕЙ</i>	159
REFERATS	166

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.9.011:517.962.1

Довнар С.С., Шумский И.И.

СТАТИСТИЧЕСКИЙ И МОДАЛЬНЫЙ МКЭ-АНАЛИЗ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА ПОЛЗУНА МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА

Белорусский национальный технический университет, ОАО «МЗОР»

Минск, Беларусь

Проведен МКЭ-анализ статических деформаций и резонансных мод типового шпиндельного узла для фрезерно-сверлильно-расточных работ. Узел предназначен для длинных ползунов многоцелевых станков. Обнаружено, что расположение точек фактического закрепления гильзы (фланец, отверстия, посадочный пояс) почти не влияет на статическую жесткость и модальные частоты.

Выяснено, что при больших вылетах инструмента (до 250 мм) жесткость на режущей кромке почти полностью определяется изгибной жесткостью макрошпинделя. Поэтому повышение радиальной жесткости подшипников не требуется. Нужно увеличение угловой жесткости передней опоры.

Выявлены две основные моды M1 и M2 колебаний узла. Они связаны с изгибами передней и задней консолей шпинделя соответственно. Частота моды M1 зависит от вылета шпинделя. При вылетах больше 160 мм эта мода делит частотный диапазон узла на дорезонансный и резонансный диапазоны.

Резонанс по моде M2 связан с раскачкой приводящего шкива на задней консоли шпиндельного узла. В большинстве случаев это почти не отражается на поведении передней консоли и режущего инструмента. Показана неожиданная инвариантность статической жесткости и частот резонансов к некоторым характеристикам узла, например, к материалу шпиндельной гильзы.

Предмет исследования. Объектом исследования является шпиндельный узел для ползунов многоцелевых станков. Рассматривается типичный для отрасли шпиндельный узел в гильзе (рис.1.) конструкции ОАО «МЗОР». Он размещается внутри вертикальных и горизонтальных ползунов фрезерно-сверлильно-расточных и продольно-фрезерных станков [1, 2]. Конструкция узла апробирована практикой. Однако важно понять, в каких направлениях её следует совершенствовать дальше. Нужно оценить, как изменяется поведение шпиндельной системы при разных вылетах инструментов. Ещё одна точка интереса – при натурных испытаниях исправные экземпляры шпиндельных узлов показывают близкую статическую жесткость, но иногда существенно различаются динамическим поведением. Это проявляется в различной склонности к автоколебаниям в процессе резания.

Данная работа является первой в серии работ, посвященных виртуальному испытанию данного шпиндельного узла (ШУ). Цель работы – компьютерное моделирование ШУ с помощью метода конечных элементов (МКЭ) [3]. Узел будет вычленен из несущей системы станка и испытан отдельно. Производится статический анализ ШУ и поиск резонансных частот и форм колебаний (модальный анализ). Речь идет о резонансах внутри самого ШУ (шпиндельных резонансах). Перспективным вопросом является гармонический анализ ШУ, то есть возбуждение его осциллирующими силами резания на разных частотах. Следующий по очереди вопрос – статическое и динамическое моделирование ШУ вместе с ползуном и его опорами.

Литературные данные указывают, что резонансы внутри типичных шпиндельных узлов происходят на частотах порядка сотен герц [4, 5]. В то же время для многоцелевых станков ОАО «МЗОР» характерны общестаночные резонансы в интервале 20 – 120 Гц [6, 7]. Нужно

убедиться в изолированности друг от друга общестаночных и шпиндельных резонансов. Требуется, чтобы они были разделены достаточными частотными интервалами и не взаимодействовали.

Геометрическая модель шпиндельного узла и его параметры.

На рис. 1. представлена половинная трехмерная геометрическая модель шпиндельного узла. Узел смонтирован в гильзе 1 и обладает почти точной осевой симметрией. Ось шпинделя 2 на практике может быть как вертикальна, так и горизонтальна. Шпиндель базируется на трех подшипниках: двух радиальных двухрядных роликовых (3, 5) и упорно-радиальном двухрядном шариковом (4). Подшипники 3, 4 имеют внутренний расчетный диаметр $d_{IT}=110$ мм и образуют переднюю опору шпинделя. Подшипник 5 ($d_3=110$ мм) является задней опорой. Межопорное расстояние равно $l=300$ мм. Соотношение $\lambda=l/d_{IT}=2,72$, что является серединой допустимого интервала [10].

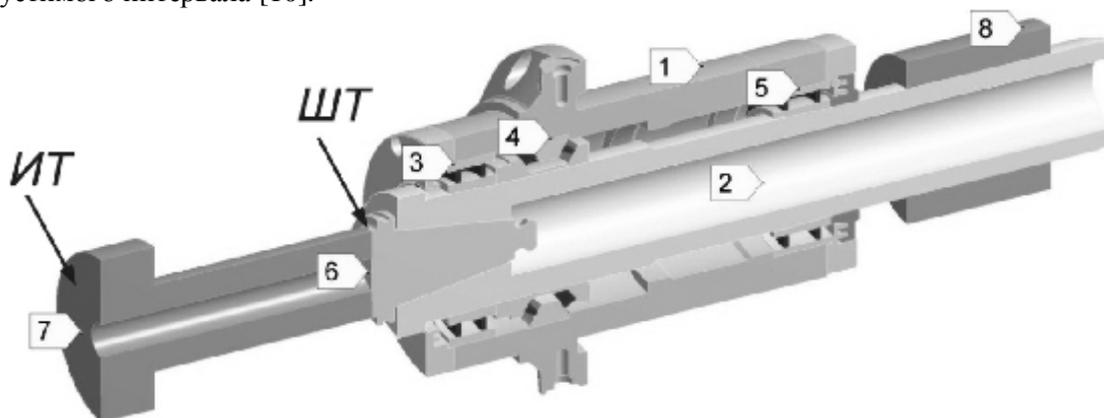


Рис. 1. – Геометрическая модель шпиндельного узла (ШУ)

В переднем конце шпинделя (на рис. 1. слева) устанавливается по конусу инструментальная оправка. В модели оправка разделена на хвостовик 6 массой 1,6 кг и условный инструмент 7. Инструмент (образ фрезы или расточной головки) может иметь для данного ШУ переменную длину (0 - 250 мм) при диаметре $\varnothing 80$ мм. Для максимальной длины (далее – вылета h) инструмент весит 6,7 кг. Поверхность, отмеченную маркером 7, будем называть инструментальным торцом *ИТ*. На нем считаем расположенными режущие кромки инструмента. Поверхность хвостовика с маркером 6 будем считать шпиндельным торцом *ШТ*. Расположить режущие кромки правее *ШТ* очень трудно. Расстояние между *ИТ* и *ШТ* и является вылетом инструмента. Для $h=0$ мм инструмент (как удлинитель) отсутствует.

На правом, заднем конце шпинделя установлен шкив 8 массой 5,1 кг для привода зубчатым ремнем. Шпиндель (14,1 кг) в сборе с хвостовиком, инструментом и шкивом будем рассматривать как единую силовую упругую систему (своего рода «макрошпиндель»). Инструмент, хвостовик и шпиндель левее передней опоры будем называть передней консолью ШУ. Правее задней опоры «макрошпинделя» находится задняя консоль. Длины передней и задней консоли равны соответственно 320 и 258 мм. Все перечисленные выше параметры являются типичными по отрасли.

Шпиндельный узел рассчитан на вращение в диапазоне частот 0 – 2400 мин⁻¹ (0 – 40 Гц). Обычно режущий инструмент имеет не более 12 зубьев. Поэтому пульсация сил резания ожидается на частотах не более 500 Гц. Интервал 0 – 500 Гц будем называть рабочим интервалом.

Все детали шпиндельного узла являются стальными. Подшипники представлены упрощенно. Вместо рядов тел качения виртуально установлены модельные кольца. Этим кольцам приписаны модельные материалы, обеспечивающие жесткость подшипников по каталогу. Введем базовый вариант условий для моделирования. В нем подшипник 3 имеет радиальную жесткость 1670 Н/мкм. Осевая жесткость подшипника 4 равна 1520 Н/мкм. Подшипнику 5 в задней опоре соответствует радиальная жесткость 1440 Н/мкм.

Конечноэлементная модель и жесткость ШУ.

МКЭ - модель является системой из сеток объемных конечных элементов отдельных деталей. Сетки построены из 10-узельных тетраэдрических элементов и 20-узельных гексаэдрических элементов. Детали соединены друг с другом поверхностными контактными элементами. Методика моделирования и входные параметры приняты такими же, как и в работах по моделированию общестаночных несущих систем [1, 2, 6, 7].

Главной задачей МКЭ - модели является выявление картины перемещений в шпиндельном узле. Объемные напряжения в деталях ШУ находятся на низком уровне. На рис. 2. дана картина перемещений для статического нагружения радиальной силой F_r . Радиальное направление в плоскости симметрии шпиндельного узла совпадает с вертикальной осью. Сила прилагалась только радиально и только к инструментальному торцу. Точка приложения силы моделирует режущую кромку. Величина силы (50 Н для половинной модели ШУ) не принципиальна, так как конечно-элементная модель линейна и результаты масштабируемы.

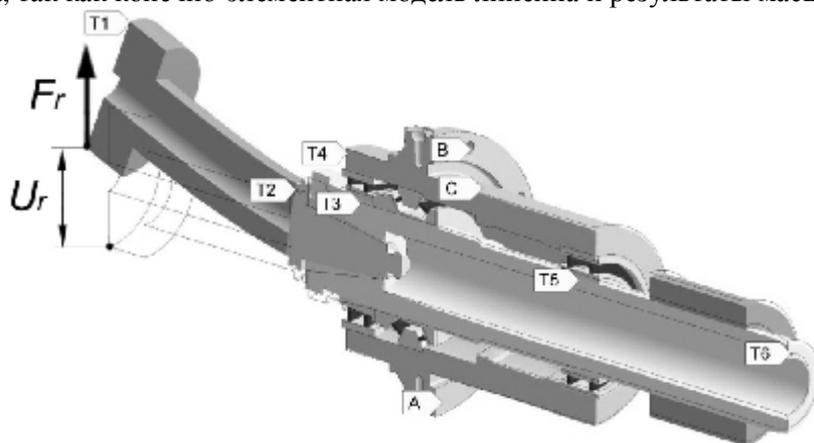


Рис. 2. – Статическая деформация шпиндельного узла под действием радиальной силы F_r .

Наиболее важны для шпинделя радиальные перемещения U_r . Они определяют радиальную податливость $k_r = U_r / F_r$ и обратную величину – радиальную жесткость $j_r = F_r / U_r$. Эти параметры вычисляются всегда для конкретных точек, имеющих при одном и том же нагружении разные перемещения. Для точности обработки наиболее важна жесткость j_r^{T1} в точке $T1$ на инструментальном торце ИТ. Жесткость j_r^{T2} в точке $T2$ характеризует собственно шпиндель в сборе. Радиальное перемещение в $T3$ отражает податливость переднего подшипника, а в $T5$ – заднего. По перемещению в $T4$ оценивается жесткость гильзы, а в $T6$ – всей задней консоли ШУ.

Отметим, что современный подход требует [4], чтобы жесткость режущей кромки инструмента была не ниже. Считаем, что в данной модели это относится к точке $T1$ и торцу ИТ. Параметр j_r^{T1} и есть жесткость режущей кромки. При жесткости становятся очень вероятными грубые автоколебания в зоне резания (regenerative chatter) [8, 9]. На переднем конце собственно шпинделя (примерно на уровне $T3$) станочные стандарты требуют радиальную жесткость на порядок выше ($j_r^{T3} \geq 200 - 400$ Н/мкм) [10, 11].

Граничные условия в модели.

В идеализированном случае ШУ должен быть закреплен по трем группам поверхностей одновременно (рис.2.) – по фланцу A , по крепежным отверстиям B и по базирующему цилиндрическому пояску C . На практике очень вероятна частичная фиксация. Поэтому в базовом варианте условий консервативно предусмотрен самый худший вариант – фиксация только по отверстиям B . Фланец A предполагается неровным, а поясок C – сделанным со слишком большим зазором. Будут рассмотрены также варианты крепления только по A , только по C , а также формула « $B+C$ » и полная формула « $A+B+C$ ».

Шпиндельный узел в данной работе нагружается только радиальной силой на инструментальном торце ИТ. Вращение шпинделя не моделируется, центробежные силы и сила тяжести не прикладываются. Поскольку виртуально испытывается только половина ШУ, то на плоскость сечения наложено условие симметрии.

Детали в шпиндельном узле связаны друг с другом контактными парами из специальных конечных элементов. Большинство пар находятся в сцепленном состоянии (статус “bonded”). Исключением являются контактные пары между модельными кольцами и внутренними кольцами подшипников. Они находятся в состоянии свободного скольжения без возможности отрыва (статус “no separation”). Это отображает возможность смещения тел качения по беговым дорожкам без возникновения зазоров (блокируются предварительным натягом подшипников).

Кроме вариантов закрепления, в модели варьируются вылет инструмента и жесткость подшипников. Вылет h изменяется в пределах от 0 до 250 мм. Такой диапазон является эмпирическим конструкторским решением. На практике вылет становится новым после каждой смены инструмента в многоцелевом станке.

Указанная выше для базового варианта условий жесткость подшипников считается 100%-ной, номинальной. Фактическая жесткость может сильно колебаться в зависимости от предварительного натяга, текущей температуры и неточностей изготовления. Повысить жесткость подшипника можно, например, применение тел качения из сверхтвердых материалов. В работе жесткость подшипников в 4 раза варьируется и на увеличение, и на уменьшение. Виртуально испытаны ШУ, в которых жесткость подшипников составляет 25%, 50%, 200%, 400% от базового уровня. Это сделано подбором модуля упругости для материала модельных колец.

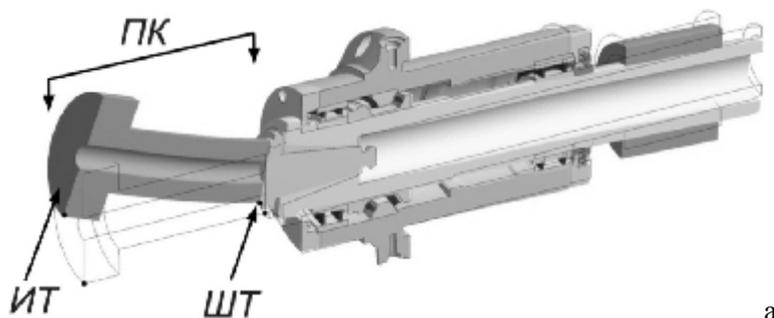
Статические и резонансные деформации шпиндельного узла

Рассмотрение картины статических перемещений на рис. 2 предварительно показывает, что собственно шпиндель достаточно жесток. Его надежно удерживают подшипниковые опоры. Радиальное перемещение инструментального торца возникает именно на инструменте. Происходит это не только путем изгиба инструмента, но и путем поворота его вместе с хвостовиком в передней части шпинделя. При вылете 250 мм (рис.2) жесткость на ИТ. Она мала, но все же находится выше предела. Следовательно, вылет 250 мм для станка допустим, но дополнительное его увеличение неприемлемо.

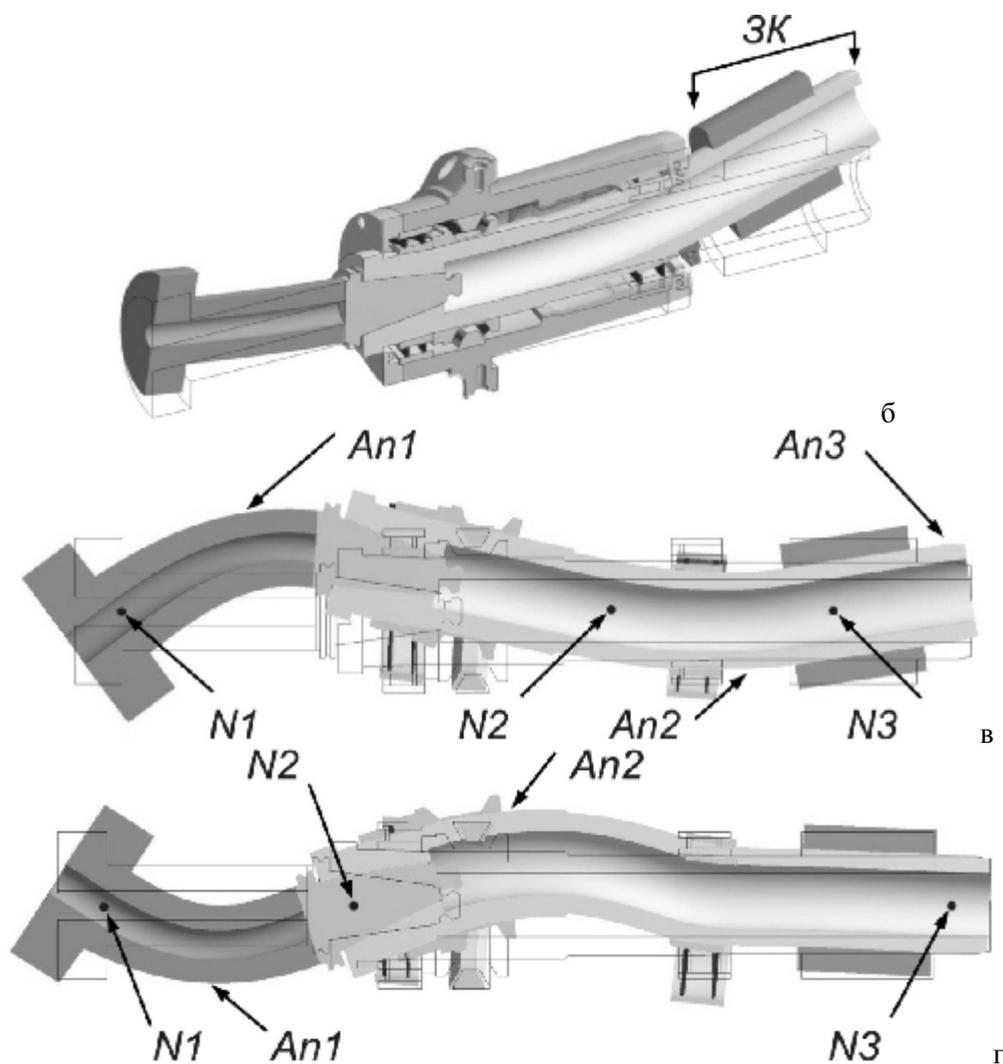
Одновременно жесткость на шпиндельном торце ШТ составляет, то есть в 6,9 раз больше. Это подтверждает мнение, что радиальное перемещение «набирается», в основном, на инструменте. Расчетная жесткость в переднем подшипнике составила . Подшипник ведет себя вполне жестко, хотя и подвергается действию изгибающего момента со стороны передней консоли. Различие между радиальными перемещениями точек $T2$ и $T3$ указывает на упругий поворот в передней части шпинделя. Отчасти, по правилу рычага, это обуславливает большое радиальное перемещение на конце передней консоли, в $T1$.

В рамках модального анализа для базового варианта условий (вылет инструмента 250 мм) в рабочей области частот (0 – 500 Гц) обнаружены только две резонансных моды. Мода $M1$ (рис.3. а) заключается в изгибных колебаниях передней консоли на частоте $f_1=370$ Гц. Модальное движение очень похоже на статическую картину деформации ШУ (рис.2). Шкив остается практически неподвижным. Мода $M2$ (рис.3,б) представляет собой колебания задней консоли ($f_2=384,8$ Гц). Инструментальный и шпиндельный торцы затрагиваются ею в небольшой степени.

Для точности обработки наиболее важна мода $M1$, так как она вызывает радиальную раскачку и повороты инструмента. Работать на частотах вблизи этого резонанса не следует. Частота f_1 разделяет рабочий диапазон ШУ на дорезонансную и зарезонансную части.



а



а – раскачка передней консоли с инструментом (мода $M1$, 307 Гц);
 б – раскачка задней консоли со шкивом (мода $M2$, 384,8 Гц); в, г – резонансы $M5$, $M6$ на частотах 1359,8 Гц и 2022,9 Гц. ПК, ЗК – передняя и задняя консоли; ИТ, ШТ – инструментальный и шпиндельный торцы; $N1$, $N2$, $N3$ – узлы на упругой линии шпинделя; $An1$, $An2$, $An3$ – пучности

Рис. 3 – Изгибные резонансы в шпиндельном узле

Высокочастотная мода $M3$ (854,2 Гц) заключается в осевых колебаниях шпинделя. Пружиной служит упорно-радиальный подшипник. Мода $M4$ (1035,9 Гц) связана с изгибными колебаниями межопорного участка шпинделя. Она почти не отражается на передней консоли, но захватывает заднюю консоль. Более высокочастотные моды соответствуют многоволновым изгибным резонансам. Шпиндель изгибается подобно синусоиде. Деформация характеризуется числом периодов. Например, для моды $M5$ (1359,8 Гц, рис. 3.в) вдоль шпинделя укладывается примерно 1,25 периода волны. Имеется 3 узла N и 3 пучности An .

Рис.3. г показывает для моды $M6$ (самой высокочастотной из рассмотренных – 2022,9 Гц), как узлы привязываются к сосредоточенным массам, например, к шкиву ($N3$), сопряжению шпинделя с хвостовиком (N) и к оголовку инструмента (N). Получается, что на высоких частотах вывешенные на шпинделе массивные детали удерживают его упругую линию не менее эффективно, чем подшипниковые опоры.

Влияние параметров на поведение шпиндельного узла.

Для шести вылетов инструмента в интервале $h=0 - 250$ мм была виртуально оценена радиальная жесткость на инструментальном торце ИТ и шпиндельном торце ШТ (рис.4). При нулевом вылете кривые соединены, так как торцы совпадают. Для ИТ вылет существенно (в

18,2 раза) снижает статическую жесткость. Она падает с 505 до 27,6 Н/мм. Особенно быстро жесткость уменьшается при начальном росте вылета – от 0 до 125 мм. Вероятно, здесь теряется влияние жесткости передней опоры. Остается только более низкая, изгибная жесткость «макрощпинделя».

На рис. 5.а показано влияние жесткости подшипников на эффективную жесткость в разных точках шпинделя. Для жесткости на ИТ (жесткости кромки) влияние очень слабо: j_r^{T1} увеличивается (кривая «Т1, h250») только с 21,9 до 30,4 Н/мм (в 1,38 раза) при росте жесткости подшипников в 8 раз (с 25% до 400%). Следовательно, при больших вылетах шпиндель «не чувствует» повышения жесткости подшипников. Более того, допустимо примерно двукратное понижение жесткости передней опоры. Оно останется почти «не замеченным» из-за изгибной податливости шпинделя, оправки и инструмента.

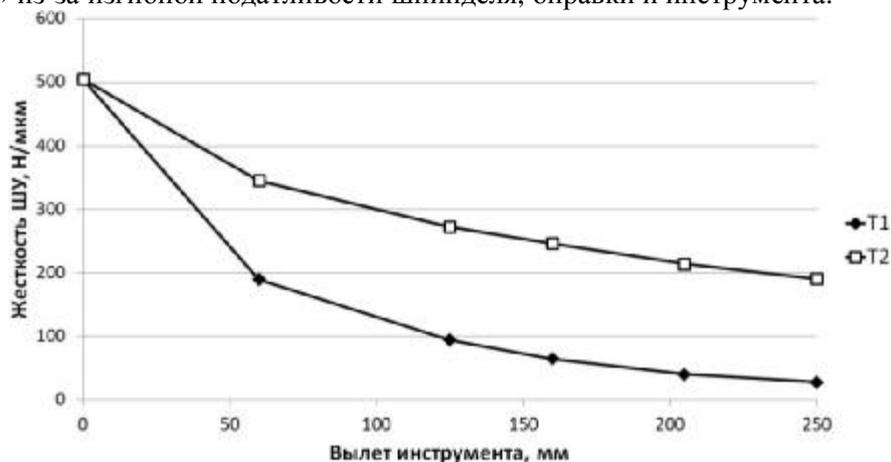
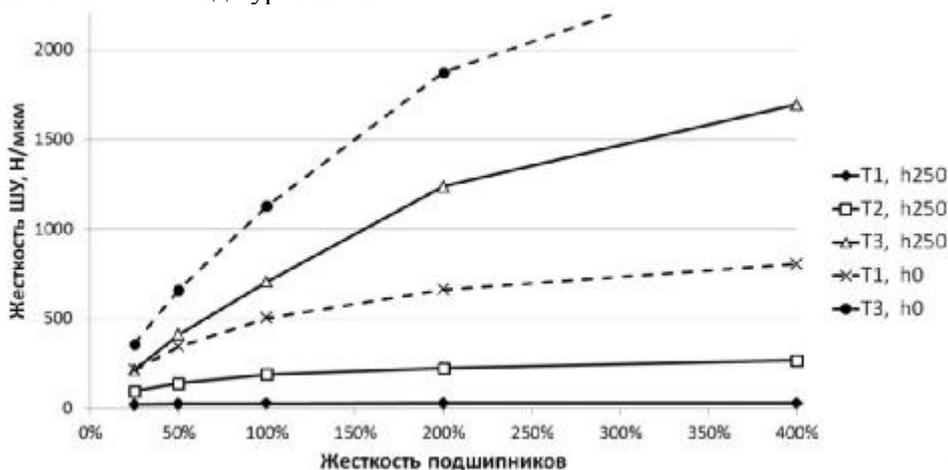


Рис. 4 – Влияние вылета инструмента на радиальную жесткость для инструментального (ИТ) и шпиндельного торцов (ШТ)

Только если ШУ изначально предназначен для работы на малых вылетах (<125 мм) жесткость передней опоры нужно удерживать не ниже существующего уровня. Повышение её рационально не более чем до уровня «200%».



а

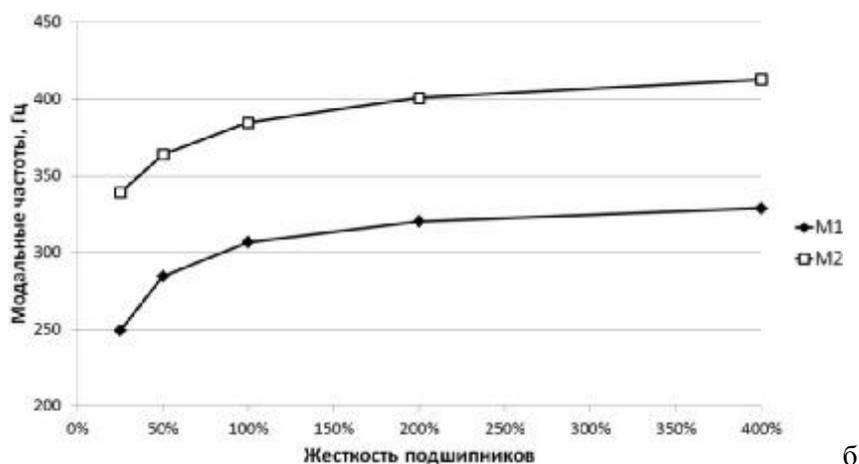


Рис. 5 – Влияние жесткости подшипников на радиальную жесткость шпинделя для вылетов 0 и 250 мм (а) и на резонансные частоты для мод $M1$ и $M2$ (б, $h=250$ мм)

Выводы, сделанные для статической ситуации, подтверждаются модальным анализом (рис.5,б). При виртуальном росте жесткости подшипников резонансные частоты стабилизируются после достижения уровня «100%». Следовательно, подшипники становятся относительно жесткими и уже не влияют на податливость системы. Чем меньше податливость, тем выше резонансная частота.

На рис. 6. показана связь вылета инструмента с частотой f_1 резонанса передней консоли. Даны три кривые для разных жесткостей подшипников. Если взять средний вылет $h=125$ мм и мысленно двигаться от него вправо, кривые плавно снижаются, двигаясь почти эквидистантно. Снижение идет из-за падения изгибной жесткости и увеличения массы передней консоли при увеличении вылета. Эквидистантность кривых указывает на инвариантность моды $M1$ к жесткости удаленных подшипников.

Если от среднего вылета двигаться влево к малым вылетам, то кривые расходятся. Следовательно, жесткость подшипников (передней опоры) начинает играть роль. Об этом говорит и возрастающий наклон всех кривых возрастает. Подтверждается известное положение [10] о том, что на коротких вылетах податливость переднего подшипника доминирует над изгибной податливостью передней консоли.

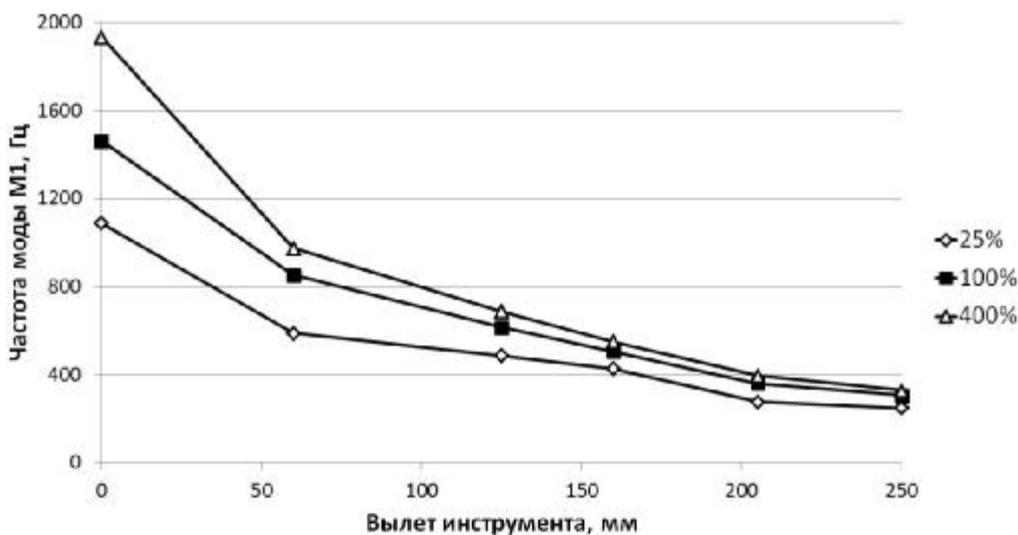


Рис. 6. – Влияние вылета инструмента h на резонансную частоту f_1 (мода M передней консоли ШУ (25%, 100%, 400% - уровни жесткости подшипников ШУ)

В целом, шпиндельный узел обладает хорошим потенциалом динамической жесткости. Самая опасная резонансная мода $M1$ не опускается по частоте ниже $f_1^{\min}=249.3$ Гц даже при максимальном вылете 250мм и минимальной жесткости подшипников (25%). Следовательно, шпиндельные резонансные частоты располагаются, по крайней мере, на октаву выше общестаночных резонансов. Взаимодействие между этими группами резонансов не ожидается.

Таблица 1 – Влияние закрепления гильзы на статическую жесткость и резонансные частоты ШУ при вылете инструмента $h=0$ мм

Выходные характеристики ШУ	Варианты закрепления гильзы ШУ (A – фланец, B – отверстия, C – поясок)					Максимальное отклонение от базы по вариантам, %
	A	B (база)	C	B+C	A+B+C	
Статическая жесткость, Н/мкм						Δ_{\max}
$j_r^{T1}; j_r^{T2}$	538	505	529	526	546	7,6%
j_r^{T3}	1252	1130	1171	1192	1258	10,2%
Частоты $M1, M2, M3$ (Гц)						
f_2	391,2	377,5	431,0	415,8	419,5	14,2%
f_1	975,5	946,5	1006,7	951,5	979,1	6,4%
f_3	1098,1	1024,8	1357,9	1314,7	1323,2	32,5%

Было оценено влияние варианта закрепления ШУ на его характеристики, как в статике, так и в динамике. Вариант B был базовым. Соответствующее поведение ШУ описано выше. Остальные варианты оказались более жесткими. Для них возрастают как показатели статической жесткости, так и частоты резонансных мод. Однако это увеличение не достигает обычно 10%. В инженерном смысле оно должно быть признано малым.

Исключение составляет частота осевой моды $M3$. Она чувствительна к фиксации по цилиндрическому пояску C. В остальном подтверждается, что гильза достаточно жестка и не требует усиления. Отметим, что в несущих системах современных станков часто встречается эффект инвариантности, самостабилизации [12] – характеристика станка как бы не чувствуют изменений в свойствах важнейших деталей.

Таблица 2 – Влияние материала гильзы ШУ на радиальные жесткости и резонансные частоты при вылете инструмента $h=250$ мм

Радиальные жесткости и модальные частоты	Материал гильзы (в скобках – модуль упругости)			
	Сталь (200 ГПа)	Чугун (130 ГПа)	Алюминий (71 ГПа)	Минерало-керамика (400 ГПа)
	27,6	27,0	25,7	28,3
	190,8	179,5	156,3	206,6
	709,2	628,9	505,1	787,4
f_1 Гц	307,0	-3,5%	-11,8%	2,5%
f_2 Гц	384,8	-5,3%	-10,6%	7,6%
f_3 Гц	854,3	-3,9%	-10,3%	3,9%

Сделанный вывод был проверен варьированием материала гильзы (геометрия детали была постоянной). Виртуально изменялся (табл. прежде всего модуль упругости E . Со стальной гильзой (базовый вариант условий) были сопоставлены менее жесткие гильзы из чугуна и алюминия. Моделировали также виртуальную гильзу из минералокерамики (например, нитрида кремния) с удвоенным модулем упругости.

Жесткость гильзы сказывается на эффективной жесткости под передним подшипником j_r^{T2} . Это влияние умеренно. Переход к алюминию и падение E в 2,81 раза понизило жесткость с 709,2 до 505,1 Н/мкм, то есть только в 1,4 раза. Двукратное варьирование E в другом направлении (керамики) дает ещё меньший отклик – рост j_r^{T2} только на 11%.

Жесткость кромки j_r^{T1} при большом вылете инструмента почти не ощущает вариаций материала гильзы (отклик от -6,9% до 2,5%). Аналогично ведут себя резонансные частоты. Итак, характеристики ШУ весьма инвариантны к изменениям свойств гильзы. Гильза является вполне жесткой и малочувствительной к особенностям своего закрепления и исполнения.

Заключение.

1. Радиальная и осевая жесткость шпиндельных подшипников является достаточной. Они слабо сказываются на жесткости кромки инструмента при больших и средних вылетах.

2. Жесткость кромки определяется в основном изгибной жесткостью цепочки «шпиндель – оправка – инструмент» и зависит от вылета инструмента. Жесткость кромки при максимальном вылете на порядок меньше, чем на торце шпинделя.

3. Конструкция ШУ по статической жесткости является минимально приемлемой. Жесткость кромки не опускается ниже пограничного уровня 20 Н/мкм (минимум 27,6 Н/мкм – при полном вылете в 250мм).

4. Конструкция гильзы достаточно жестка. Вариации мест закрепления гильзы (фланец, отверстия, поясок) несущественны для жесткости кромки. Они также почти не влияют на форму и частоту резонансных колебаний.

5. Нужно препятствовать изгибным поворотам передней части шпинделя и повысить именно угловую жесткость передней опоры. Целесообразно установить пару радиальных подшипников, разнесенных друг от друга на достаточное плечо.

6. Основная резонансная мода (M , угрожающая точности обработки, заключается в четвертьволновых изгибных колебаниях передней консоли ШУ).

7. На частоту моды $M1$ влияет в основном вылет инструмента. Только при малых вылетах (<160 мм) проявляется некоторое влияние податливости передней опоры.

8. При малых и средних вылетах мода $M1$ лежит выше рабочего интервала частот (0 – 500 Гц). Шпиндель работает в дорезонансном состоянии. При больших вылетах $M1$ создает дорезонансный и зарезонансный диапазоны. При максимальном вылете 250мм резонанс наблюдается на частоте 307Гц.

9. Резонанс задней консоли ШУ (мода M стабилен по частоте ($\approx 380 - 390$ Гц)) и слабо влияет на движение инструмента. Подвеска шкива на задней консоли является допустимым конструктивным решением.

10. Резонансные моды шпиндельного узла лежат намного выше общестаночных мод (не менее чем на октаву). Это благоприятно для динамической жесткости станка, так как препятствует эффектам взаимодействия между резонансами разной природы.

ЛИТЕРАТУРА

1. В.И. Туромша, С.С. Довнар, А.С.Трусковский, Туми Эль-Мабрук Абужадар Али. Повышение жесткости ползуна продольно-фрезерного станка с подвижным порталом // Вестник Полоцкого государственного университета. В. Промышленность. Прикладные науки. №11, 2011, с.104-112.

2. Баланс жесткости стойки фрезерно-сверлильно-расточного станка с симметричным расположением шпиндельной бабки / В.И.Туромша, С.С.Довнар, А.С.Трусковский, И.И.Шумский // Вестн. Гомел. гос. техн. ун-та им. П.О.Сухого.–2012.–№3(50). –С.19–29.

3. Зенкевич, О. Конечные элементы и аппроксимация: пер. с англ. / О. Зенкевич, К. Морган. – М.: Мир, 1986. – 312 с.

4. L.N.Lopez de Lacalle, A.Lamikiz. Machine tools for high-performing machining. – Springer, 2009, 442 p.

5. E. Abele, Y. Altintas, C. Brecher. Machine tool spindle units // CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010) 781–802.

6. Василевич Ю.В., Довнар С.С., Шумский И.И. Модальный анализ несущей системы тяжелого горизонтального многоцелевого станка с помощью МКЭ // Наука и техника. 2014. - № 4 . С.14 - 24.

7. С.С. Довнар, А.М.Якимович, И.Л.Ковалева, И.И.Шумский. Гармонический анализ порталов тяжелых продольно-фрезерных станков типа «Гентри» с помощью МКЭ // Вестник ПГУ. Серия В. Промышленность. Прикладные науки. 2014. - №11 . С. 25-36.
8. Gradisek J., Kalveram M., Insperger T., Weinert K., Stépán G., Govekar E., Grabec I. Stability prediction for milling. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(7-8), pp. 769-781.
9. Altintas Y., Weck M. Chatter stability of metal cutting and grinding, Keynote paper, 2004. Annals of the CIRP 53/2: pp. 619–652.
10. Кочергин А.И. Конструирование и расчет металлорежущих станков и станочных комплексов – Мн.: Выш. шк. 1991. – 382 с.
11. Кудинов, В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.
12. Василевич Ю.В., Довнар С.С., Трусковский А.С. МКЭ-анализ гармонического возбуждения горизонтального фрезерно-сверлильно-расточного станка с симметричной стойкой // Машиностроение. 2014. - № 28 . С.112 – 120.

УДК 621.9.011:517.962.1

Довнар С.С., Сокоров И.О., Трусковский А.С., Шумский И.И., Карабанюк И.А.

**МКЭ-АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ВАРИАНТОВ ПОРТАЛА
НА ДИНАМИКУ ПОРТАЛЬНОГО СТАНКА**

Белорусский национальный технический университет,

ОАО «МЗОР» - Управляющая компания холдинга «Белстанкоинструмент»

Минск, Беларусь

С помощью МКЭ проведен статический, модальный и гармонический анализ портала тяжелого станка. Портал рассмотрен в зафиксированном и подвижном состоянии, а также пустым и заполненным бетоном. Выявлены три резонансные моды, угрожающие динамическому качеству портала. Эти моды М1, М2, М3 занимают диапазон от 20 до 90 Гц. Сильнее всего они возбуждаются в пустом подвижном портале. Режимы резания придется приспособлять к межрезонансной и зарезонансной обработке. Заполнение бетоном подвижного портала не рекомендуется, так как не достигается продольная жесткость.

Резонансная мода М1 «Клевки портала» сдерживается переходом от подвижного к фиксированному portalу. Мода М2 «Параллелограмм» ограничивается заполнением портала бетоном. Для сдерживания моды М3 «Клевки траверсы» ключевым действием является заполнение бетоном именно траверсы.

Для тяжелого прерывистого резания рекомендуется сочетание фиксации портала и заполнение его бетоном. Статическая жесткость поднимается более, чем в 3 раза. Возрастают в 1,6 – 1,9 раз все резонансные частоты. Резонансные амплитуды падают не менее, чем в 4,7 раз. АЧХ становится более пологой по всем осям. Эффект достигается даже при слабой демпфирующей способности бетона. Для фиксированного портала заполнение траверсы не создает динамических проблем. Утяжеление высоко расположенной траверсы компенсируется дополнительной жесткостью бетона в колоннах портала.

Предмет исследования.

Важной разновидностью тяжелых станков являются порталные станки. Они имеют несущую систему в виде П-образной рамы – портала. Обычно портал несет на своей траверсе (поперечине) и колоннах суппорта с инструментами. Портал охватывает стол с обрабатываемой деталью.

Примером порталных станков являются продольно-фрезерные станки ОАО «МЗОР» [1]. Порталы выполняют в неподвижном (классическом) варианте и в варианте с продольной подвижностью («Гентри»). Изготавливают порталы из чугунных пустотелых отливок. Стоит вопрос, допустимо ли заполнять пустоты бетонными смесями. Это известное средство ослабления вибраций станков [2, 3]. Однако бетоном заполняют обычно низкорасположенные станины. Портал же является высокорасположенной конструкцией, что может дать

неожиданные колебательные эффекты. Натурные эксперименты пока отсутствуют из-за их дороговизны. В данной работе производится виртуальное испытание портала с помощью метода конечных элементов (МКЭ) [4].

МКЭ-моделирование неоднократно применялось для различных тяжелых станков ОАО «МЗОР» и показало хорошее соответствие натурным испытаниям [5-11]. Целью работы является улучшение динамического качества портала. Здесь для самых разных несущих систем станков типовыми задачами являются [12]:

- подъем общестаночных резонансных частот, вывод их из самой опасной низкочастотной области (для тяжелых станков обычно выше 20-30 Гц);

- отстройка резонансов станка от его типичных рабочих частот (например, колебаний сил резания в базовых вариантах обработки);

- ослабление степени возбуждаемости резонансов станка рабочими силами, например, силами резания.

Для поиска варианта портала с хорошим динамическим качеством в данной работе варьируются два фактора:

- портал подвижен или неподвижен;

- портал внутри пуст или заполнен бетонным составом.

Геометрическая модель портала и её конструктивные варианты.

Для моделирования использована геометрическая модель портала станка МС620 – базовой модели продольно-фрезерных и специальных станков МЗОР. Пустотелый чугунный портал подвергался ранее конечно-элементным исследованиям [5-8]. На рис. 1. показаны полости порталных деталей, виртуально заполненные бетоном. Чугунные корпуса охватывают бетонные блоки снаружи и имеют относительно малую толщину стенок 16-25 мм. Корпуса можно увидеть, например, на рис. 2. Модельный инструмент 1 (рис. 1.) закреплен в шпиндельном узле в ползуне 2. Ползун может перемещаться вертикально (по оси Z). Однако в рамках данной работы он зафиксирован в суппорте 3, который находится на траверсе 4. Траверса позволяет суппорту перемещаться поперечно (по оси Y). Траверсу удерживают две колонны 5. Колонны жестко закреплены на сани 6.

Далее возможны два варианта устройства портала. В первом случае сани 6 могут скользить продольно (по оси X) на опорах качения 7 по рельсам 8. Этот вариант будем обозначать буквой S (sliding). Он соответствует подвижным порталам системы «Гентри» для продольно-фрезерных станков.

Во втором случае рельсовая система отсутствует. Сани просто крепятся на фундаменте. Этот вариант будем обозначать буквой F (fixed). Он характерен для классических порталных станков.

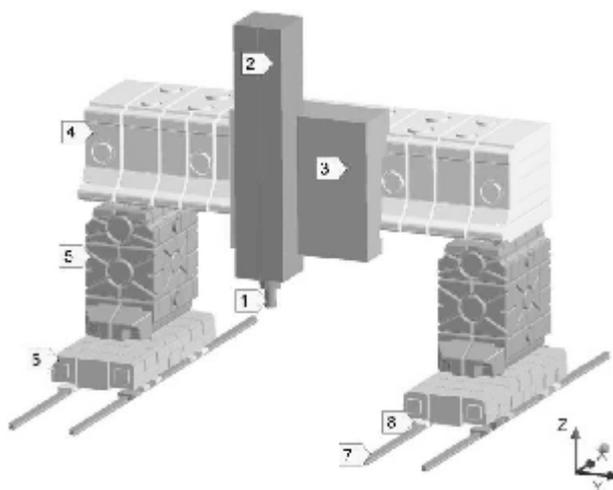


Рис. 1. – Компоновка портала продольно-фрезерного станка и его бетонное наполнение (чугунные корпуса не показаны)

В данной работе будут виртуально испытываться пустые порталы (E – empty) и такие же по геометрии порталы, но заполненные внутри модельным бетоном (C – concrete). Всего для моделирования выбрано четыре конструктивных варианта портала.

1. SE – пустой чугунный портал, подвижный по X («Гентри», выпускается).
2. FE – пустой чугунный портал, фиксированный под санями («классика», выпускается).
3. SC – портал, заполненный бетоном и подвижный по X (не реализован).
4. FC – неподвижный заполненный бетоном портал (не реализован).

Параметры моделирования.

Материалами для виртуальных испытаний являлись чугун, сталь и обобщенный, модельный бетон (табл.. Параметры материалов взяты такими же, как в серии предыдущих работ [5-11].

Обобщенный модельный бетон отражает поведение как строительного бетона, так и полимербетона. Оба материала применяют для заполнения полостей станков. Их механические свойства варьируются в пересекающихся диапазонах. Особенностью настоящей работы является назначение бетону заведомо невысокого уровня демпфирования. Он взят таким же, как у чугуна $\xi_{\sigma} = \xi_{\epsilon} = 2\%$. Считаем нужным выявить сначала влияние на портал упругости и массы бетона. Повышенное демпфирование можно рассматривать как дополнительный положительный эффект.

Таблица 1 – Механические свойства моделируемых материалов

Материал	Модуль упругости E , МПа	Коэффициент Пуассона μ	Удельная плотность ,	Коэффициент демпфирования ξ
Чугун	110	0,28	7200	2%
Обобщенный модельный бетон	30	0,18	2300	2%
Сталь	200	0,3	7850	1%

Ширина портала в проеме составляет 3200 мм, а высота – 1860 мм.

Масса суппорта и ползуна вместе равны 4410 кг. Чугунный портал в пустом состоянии имеет массу 16780 кг. Бетонное наполнение траверсы, колонн и саней увеличивает массу портала на 18490 кг. Полная масса портала в варианте SC составляет 41720 кг. В ней чугунная несущая система портала обладает только 40,2% по весу.

В подвижных вариантах SE , SC на обоих санях установлены продольные привода. Обычно это безззорные зубчато-реечные системы REDEX [13]. Они смоделированы пружинами. Жесткость каждой пружины по каталогу установлена равной 600 Н/мм.

Под санями смоделировано по 10 опор качения. Вертикальная жесткость каждой опоры установлена равной 3000 Н/мм согласно соответствующему каталогу.

Все корпусные детали портала сцеплены друг с другом контактными конечными элементами, установленными в статус “bonded”. Суппорт и ползун также схвачены друг с другом и с траверсой. Жесткость монолитного ползуна специально повышена средствами МКЭ-пакета, чтобы лучше выявлять статические и динамические деформации других элементов портала.

Предполагается идеальное сцепление чугунных отливок и модельного бетона по всем внутренним поверхностям. Задано облегание бетоном внутреннего оребрения корпусов.

Статический МКЭ-анализ портала.

Подвижный портал, заполненный бетоном, уже анализировался методом конечных элементов на действие статических сил [5]. В данной работе шпиндель портала был нагружен по осям X , Y , Z тестовыми силами величиной по 100Н. В рамках линейной МКЭ-модели по происшедшим перемещениям были вычислены статические жесткости по соответствующим осям (табл..

Таблица 2 – Статическая жесткость (Н/мкм) портала для разных вариантов

Жесткость по направлениям	Конструктивный вариант			
	<i>SE</i>	<i>FE</i>	<i>SC</i>	<i>FC</i>
Продольно	386	599	714	1968
Поперечно	440	591	961	1748
Вертикально	418	448	1162	1298
Средняя жесткость	415	546	946	1671

Анализируя табл.2 и исходя из средней по осям жесткости, можно сделать следующие наблюдения.

Самую высокую статическую жесткость обеспечивает неподвижный заполненный портал (*FC*). Здесь средняя жесткость в 4,03 раза больше, чем для пустого подвижного портала (*SE*).

Разность между пустотелыми вариантами *SE* и *FE* с точки зрения статической жесткости невелика (1,31 раза).

Средняя жесткость в вариантах с бетоном в 2,72 раза больше, чем при его отсутствии.

Средняя жесткость в вариантах с фиксацией в 1,62 раза больше, чем при подвижном портале.

В обоих зафиксированных вариантах (*FE* и *FC*) жесткости по *X* и *Y* близки друг к другу (положительно для точности обработки), а жесткость по *Z* им уступает. Жесткости по разным осям наиболее близки для варианта *SE* («Гентри»). Правда, это достигается на весьма низком уровне.

Продольная жесткость шпинделя для вариантов *SE*, *SC* (386 и 714 Н/мкм соответственно) намного меньше уровня 1200 Н/мкм, задаваемого жесткостью двух продольных приводов. Следовательно, жесткость приводов достаточна. Её увеличение не повлияет на податливость портала.

Модальный МКЭ-анализ и ведущие моды портала.

Конечно-элементный анализ выявил несколько резонансных мод (сочетаний частоты и формы собственных колебаний), охватывающих весь портал. Это так называемые общестаночные моды. Моды оказались практически одинаковыми для всех конструктивных вариантов портала. На рис. 2. три нижние моды даны для варианта *FE*.

Мода *M1* «Клевки портала» (рис.2. а) заключается в продольных раскачиваниях системы. Колонны, траверса и суппорт совместно вынуждают шпиндель совершать клевковые движения. Мода *M2* «Параллелограмм» (рис.2. б) является поперечной. При её возбуждении портал пытается заваливаться налево и направо. Это напоминает складывание параллелограмма, лишённого треугольных связей.

Характерные резонансные частоты мод *M1* и *M2* (табл. – приблизительно от 23 до 50 Гц в зависимости от структурного варианта. На более высоких частотах – примерно от 50 до 90 Гц – наблюдается еще одна клевковая мода – *M3* «Клевки ползуна» (рис.2. в). Точнее, это две близко расположенные моды *M3/M4*. Они связаны тем, что деформируется, в основном, траверса. Деформация является смещением прогиба, перекоса и закручивания. В результате, в резонансе ползун кажется ключущим и совершающим вертикальные прыжки в плоскости *XZ*.

На частотах выше 80 Гц у портала наблюдается самая верхняя из общестаночных мод – *M5* «Закручивание ползуна». Здесь ползун совершает почти чистое крутильное движение вокруг оси траверсы. Траверса выступает в роли своеобразного торсиона.

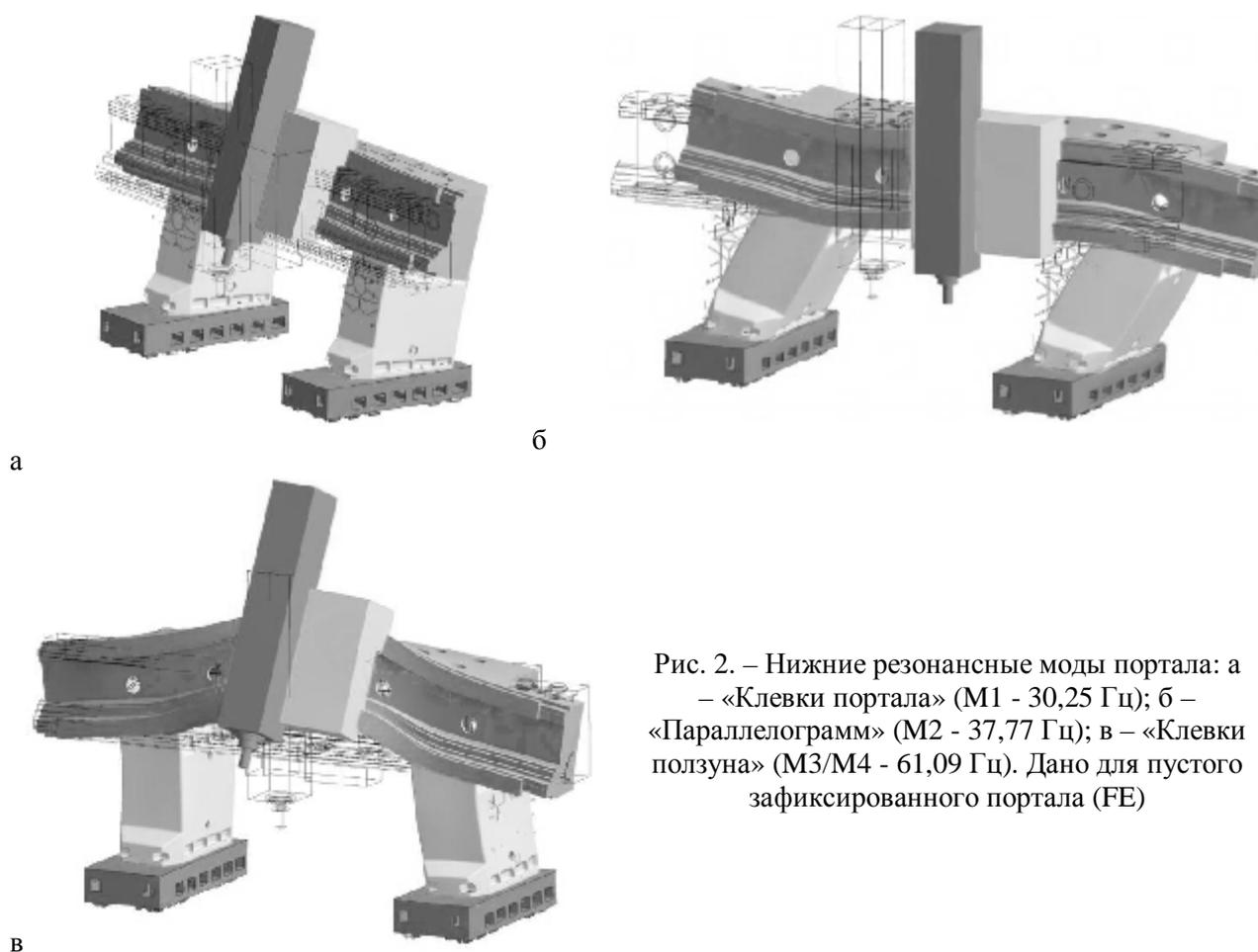


Рис. 2. – Нижние резонансные моды портала: а – «Клевки портала» ($M1$ - 30,25 Гц); б – «Параллелограмм» ($M2$ - 37,77 Гц); в – «Клевки ползуна» ($M3/M4$ - 61,09 Гц). Дано для пустого зафиксированного портала (FE)

Таблица 3 – Резонансные частоты портала для разных конструктивных вариантов

Мода	Вариант исполнения портала			
	<i>SE</i> (подвижный пустой)	<i>SC</i> (подвижный заполненный)	<i>FE</i> (фиксированный пустой)	<i>FC</i> (фиксированный заполненный)
$M1$	23,75	22,73	30,25	42,86
$M2$	30,94	34,71	37,77	49,90
$M3/M4$	46,85	61,36	61,09	89,03
$M5$	81,54	93,43	107,96	137,39

Модальные частоты портала сведены в табл.3. На базе её построена гистограмма на рис. 3. Из неё видно, что самые низкие резонансные частоты присущи пустому подвижному варианту (*SE*, «Гентри»). Соответственно, этот вариант должен быть самым склонным к резонансным раскачкам.

Подъем резонансных частот происходит как при фиксации портала, так и при заполнении его бетоном. Лучше всего эти приемы применить одновременно (*FC*). Тогда все резонансные частоты возрастают в 1,6 – 1,9 раза. Это является предпосылкой меньших амплитуд вибраций в портале.

Заполнение бетоном подвижного портала (переход от *SE* к *SC*) повышает частоту только моды $M3$, которая связана с жесткостью траверсы. Нижние резонансные моды $M1$ и $M2$ почти не меняют свою частоту. Резонанс по $M1$ немного смещается в сторону низких частот. Это происходит из-за утяжеления портала. Подвижность портала мешает бетону улучшить продольную жесткость.

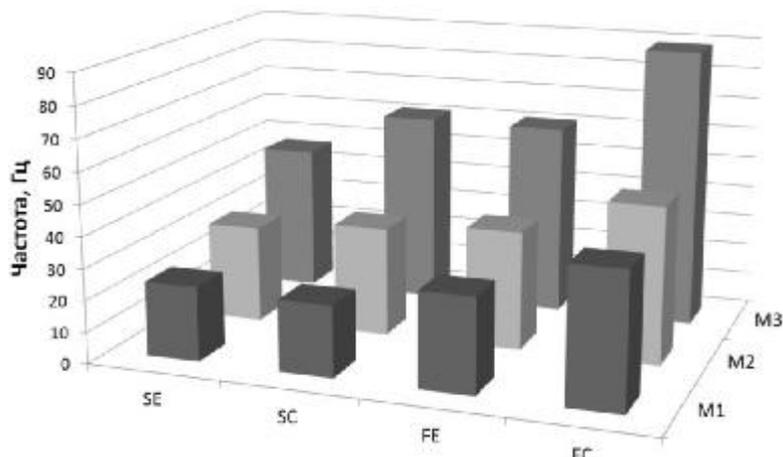


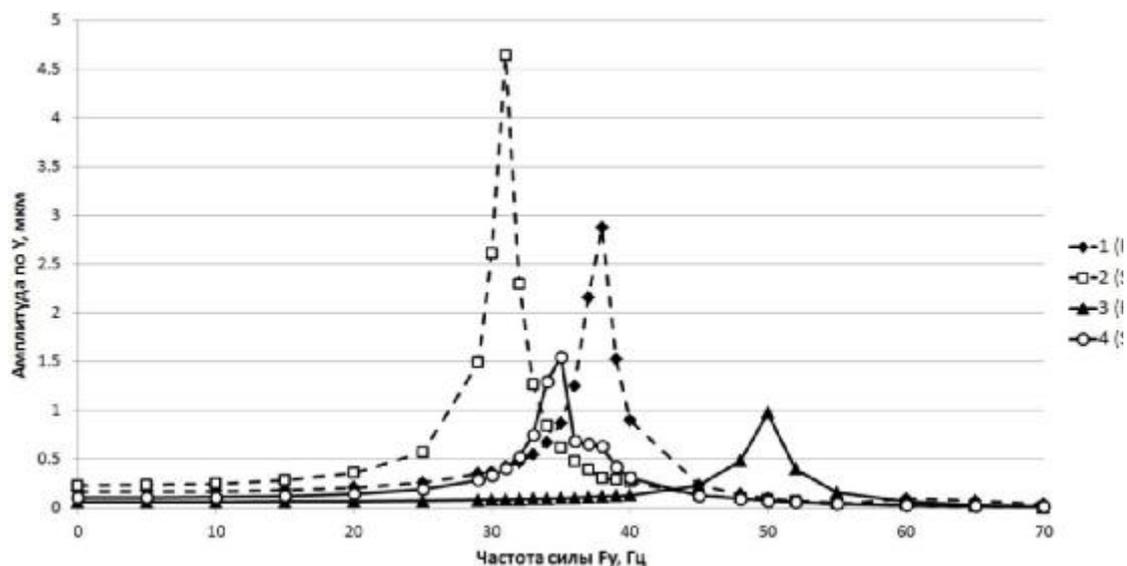
Рис. 3. – Влияние вариантов исполнения (*SE, SC, FE, FC*) на резонансные частоты портала для мод *M1, M2, M3*

Табл.3 и рис. 3. показывают также, что закрепленный пустой портал (*FE*) имеет более высокие резонансные частоты, чем подвижный (*SE*). По модам различие колеблется от 22% до 32%.

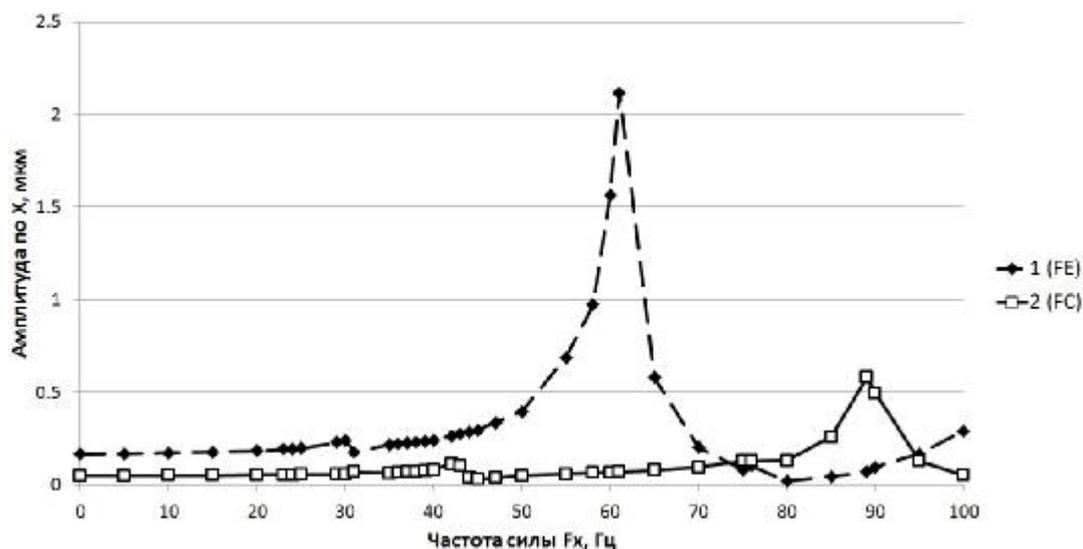
Гармонический МКЭ-анализ портала и АЧХ «сила – перемещение».

Гармонический анализ заключался в приложении к шпинделю осциллирующей силы, отображающей колеблющуюся силу резания. Сила прикладывалась последовательно по осям *X, Y, Z* на частотах от 0 до 100 Гц и имела амплитуду 100 Н. Место приложения силы – конец шпинделя (стык 1 и 2 на рис. 1.). Сила являлась входным сигналом, возбуждающим колебательную систему – портал. Выходными сигналами были перемещения конца шпинделя по осям. График «вход – выход» является амплитудно-частотной характеристикой системы (АЧХ).

Типичная расчетная АЧХ представлена на рис. 4.а. Она отображает влияние частоты поперечной силы резания на поперечное перемещение шпинделя. Белые маркеры соответствуют подвижным вариантам портала, а черные – зафиксированным. На всех линиях отразилось только резонансное возбуждение по моде *M2*. Кроссинг от продольных мод *M1, M3/M4* не наблюдается.



а



б

Рис. 4. – АЧХ поперечного (а) и продольного (б) перемещений шпинделя. Входы – гармонические силы на шпинделе (амплитуда 100 Н)

Самая сильная поперечная раскачка происходит для пустого, подвижного портала (линия 2 на рис. 4.а; вариант *SE*). Фиксация портала (линия 1, вариант *FE*) является мощным средством и для ослабления резонансной амплитуды, и для сдвига резонансной частоты вверх.

Заполнение портала бетоном во всех случаях ограничивает поперечную резонансную раскачку. Вероятно, главным обстоятельством является повышение угловой жесткости портала. Для подвижного портала амплитуда резонанса по *M2* падает в 3 раза (линии 2 и 4).

Еще более сильно влияет бетон на зафиксированный снизу портал. Сопоставление линий 1 и 4 показывает, не только втрое снижается амплитуда, но и частота моды *M2* повышается в 1,32 раза, выходя из области низких частот (0 - 50 Гц). Вариант неподвижного заполненного портала (*FC*, линия 4) оказывается самым предпочтительным в сдерживание поперечного резонанса. Отметим, что эффект достигнут при низком внутреннем демпфировании в модельном бетоне. Оказалось достаточным просто изменить упруго-массовую картину портала. Применение сильно демпфирующего бетона является следующим шагом в улучшении динамики портала.

На рис. 4.б даны АЧХ для продольного направления при условии фиксации портала. Для обоих вариантов *FE*, *FC* обнаруживается неравномерность возбуждения различных резонансных мод. Так, мода *M1* возбуждается слабо и почти не мешает работе станка на её частоте. Сильный резонанс ожидается только на моде *M3* «Клевки ползуна» в районе 60 Гц (линия 1 на рис. 4.б). Заполнение портала бетоном (даже слабо демпфирующим) вчетверо снижает амплитуду колебаний шпинделя и поднимает частоту на уровень 90 Гц.

Таблица 4. Влияние структурного варианта на амплитуды резонансных колебаний шпинделя (мкм; для *M1*, *M3* – продольное перемещение, для *M2* - поперечное)

Мода	Вариант исполнения портала			
	<i>SE</i>	<i>FE</i>	<i>SC</i>	<i>FC</i>
<i>M1</i>	1,42	0,24	1,94	0,103
<i>M2</i>	4,63	2,87	1,54	0,97
<i>M3</i>	2,95	2,11	0,56	0,58

Однако, если портал подвижен, то складывается совсем другая ситуация (табл.4). Во-первых, активно возбуждается самая низкочастотная мода *M1* «Клевки портала». Во-вторых, применение бетона усиливает резонанс *M1*. Это происходит из-за утяжеления портала. Продольную жесткость подвижного портала бетон не может увеличить, так как она ограничена

жесткостью продольных приводов. В результате идет более сильная накачки энергии в портал на резонансе M1 (отрицательный эффект).

Обсуждение и выводы.

Влияние конструктивных вариантов портала на возбуждение продольных и поперечных резонансов по модам M1, M2, M3 графически представлено на рис. 5.

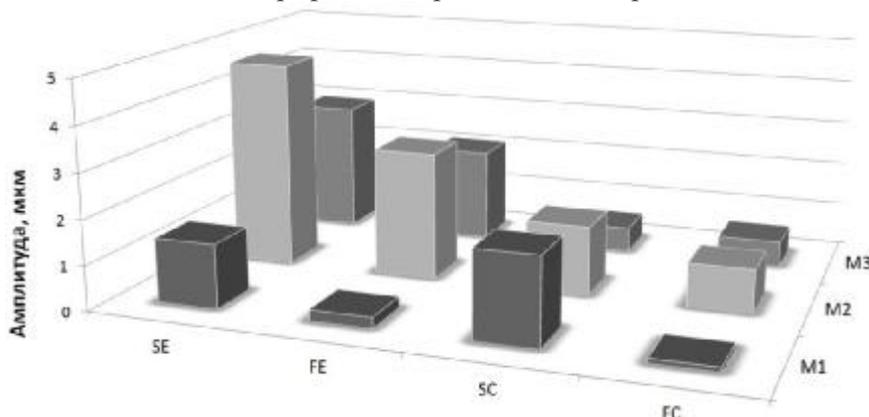


Рис. 5. – Влияние структурного варианта портала на амплитуду колебания шпинделя (M1, M3 – продольное перемещение; M2 – поперечное)

Зафиксированный и заполненный бетоном портал (вариант FC) оказывается самым устойчивым к вибрациям решением. Он рекомендуется для тяжелой обработки при широком частотном диапазоне колебаний сил резания. На варианте FC можно основывать будущие станки ОАО «МЗОР». Это обеспечит всестороннее динамическое качество машины.

Используемый на практике вариант SE («Гентри») склонен к резонансным раскачкам. В станках этого типа придется или приспособливаться к межрезонансной обработке, или использовать зарезонансные частоты в соответствии с концепцией высокоскоростной обработки (BCO, HSM) [11, 14].

Для подавления продольной резонансной раскачки портала по самой низкочастотной моде M1 «Клевки портала» ведущим действием является фиксация портала (варианты FE, FC). Заполнение бетоном без фиксации (SC) только усиливает раскачку (по сравнению с пустым подвижным порталом – SE).

Для сдерживания поперечной резонансной раскачки портала по моде M2 «Параллелограмм» примерно одинаково эффективны как фиксация портала, так и заполнение его бетоном. Наиболее податливым вариантом является пустой подвижный портал (SE). Динамическая жесткость повышается в 4,77 раза при переходе в концепции станка к фиксированному заполненному portalу.

Для сдерживания клевковых и крутильных раскачек по более высокочастотным резонансным модам (M3/M4 и M5) рекомендуется заполнение траверсы бетоном. Для данных резонансов различие между подвижным и неподвижным порталами невелико.

Вариант подвижного заполненного портала (SC) не дает повышения динамической жесткости в продольном направлении. Данный вариант нерационален.

Ключевым моментом в усилении портала является заполнение бетоном именно траверсы. Высокое расположение этой детали не создает динамических проблем при условии фиксации портала и заполнении бетоном нижележащих деталей - колонн и саней.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кирайdt, Ю.Н. Продукция УП «МЗОР» / Ю.Н. Кирайdt // Машиностроение-2010: технологии – оборудование – инструмент – качество: междунар. науч.-техн. конф., Минск, 7 – 8 апр. 2010 г. / Минск: Бизнесофсет, 2010. – С. 91-92.

2. Металлобетонные базовые конструкции металлорежущих станков / М.И.Браиловский, А.Г.Воскобойник, А.А.Воскобойник. – Коломна, Воентехиздат. – 2010. – 76 с.

3. Lopez de Lacalle, L.N. Machine Tools for High Performance Machining // L.N. Lopez de Lacalle, A. Lamikiz. – Springer. – 2009. – 442 p.
4. Зенкевич, О. Конечные элементы и аппроксимация: пер. с англ. / О. Зенкевич, К. Морган. – М.: Мир, 1986. – 312 с.
5. Анализ жесткости подвижного портала продольно-фрезерного станка типа «Гентри» / В.И. Туромша, С.С. Довнар, А.С. Трусковский, Туми Эль-Мабрук Абужадар Али // Вестн. Гомел. гос. техн. ун-та им. П.О.Сухого. – 2011. – №3(46). – С.15–28.
6. Повышение жесткости ползуна продольно-фрезерного станка с подвижным порталом / В.И. Туромша, С.С. Довнар, А.С.Трусковский, Туми Эль-Мабрук Абужадар Али. // Вестник Полоцкого государственного университета. В. Промышленность. Прикладные науки. №11, 2011, с.104-112.
7. Модальный анализ портала тяжелого продольно-фрезерного станка типа «Гентри» / В.И. Туромша, Туми Эль-Мабрук Абужадар Али, И.Л. Ковалева, С.С. Довнар, И.И. Шумский // Вестник Полоцкого государственного университета. В. Промышленность. Прикладные науки. 2013. - №3. С. 38 - 48.
8. Гармонический анализ порталов тяжелых продольно-фрезерных станков типа «Гентри» с помощью МКЭ / С. С. Довнар, А.М. Якимович, И.Л. Ковалева, И.И. Шумский. // Вестник ПГУ. Серия В. Промышленность. Прикладные науки. 2014. - №11. С. 25 - 36 .
9. Модальный анализ несущей системы тяжелого горизонтального многоцелевого станка с помощью МКЭ / Ю.В. Василевич, С.С. Довнар, И.И. Шумский // Наука и техника. 2014. - № 4 . С.14 - 24.
10. МКЭ-анализ гармонического возбуждения горизонтального фрезерно-сверлильно-расточного станка с симметричной стойкой / Ю.В. Василевич, С.С. Довнар, А.С. Трусковский // Машиностроение. 2014. - № 28 . С.112 - 120.
11. Моделирование и анализ динамики несущей системы фрезерно-сверлильно-расточного станка с моностойкой / Ю.В. Василевич, С.С. Довнар, А.С. Трусковский, И.И. Шумский // Наука и техника. 2015. - № 3 . С. 9 - 19.
12. Кудинов, В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.
13. www.redex-andantex.com
14. Кунец, Г. Высокоскоростная обработка и традиционный технологический базис: преодоление несовместимости // Мир техники и технологий. – 2004. – № 6. – с. 35–37.

УДК 621.9.011:517.962.1

Довнар С.С., Якимович А.М., Ковалёва И.Л., Трусковский А.С.

**МКЭ-АНАЛИЗ ДИНАМИКИ ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ КРУПНОГАБАРИТНЫХ
КОМПОЗИТНЫХ ТРУБ НА МНОГОЦЕЛЕВОМ СТАНКЕ**

Белорусский национальный технический университет,

ОАО «МЗОР» - Управляющая компания холдинга «Белстанкоинструмент»

Минск, Беларусь

С помощью МКЭ проведен статический, модальный и гармонический анализ поведения тонкостенной габаритной трубы из композиционного материала. Труба обрабатывается резанием и склонна к резонансному возбуждению. Установлено, что и в статике, и в динамике ведущим деформационным движением является прогиб стенки под инструментом. Выявлен диапазон мощных комплексных резонансов на частотах между 25 и 40 Гц. Описано поведение систем пучностей на поверхности трубы. Они создают плотно расположенные резонансные пики. В некоторых межпиковых провалах, тем не менее, возможна эффективная обработка. Системы пучностей становятся многоволновыми и хорошо демпфируются на частотах выше 100 Гц. Рекомендовано обрабатывать вращающуюся трубу или точением на низких частотах (<20 Гц) или фрезерованием на высоких частотах (>80 Гц) согласно концепции высокоскоростной обработки (ВСО).

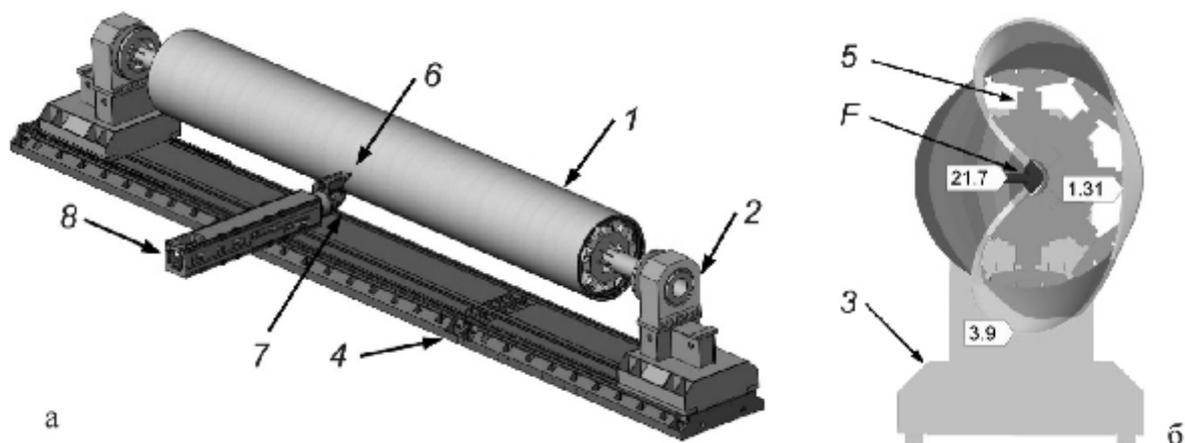
Предмет исследования. Работа связана с созданием специализированного крупногабаритного станочного комплекса для наружной обработки труб из композиционных материалов. Комплекс разрабатывался на базе серийного станка МСП6401 ОАО «МЗОР». Станок относится к типу «Подвижная стойка» (“Travelling column”) и уже изучен в серии

натурных и виртуальных экспериментов [1-3]. Вопрос данного исследования заключается в поведении трубы в ходе обработки резанием. Трубу большого размера ($\varnothing 1 - 2$ м, длиной до 10 м) получают непрерывной намоткой, например, стеклопластиковой ткани с пропиткой и последующей полимеризацией. Отвержденная труба нуждается в точной наружной обработке на постоянный диаметр для дальнейшей сборки. Это возможно с помощью точения или фрезерования.

Проблемой является податливость трубы. Большие габариты и тонкость стенки создают опасность низкочастотных резонансов. Теряется точность резания, возможно повреждение изделия и инструмента [4]. Обработка на жесткой оправке крайне нежелательна ввиду больших размеров и многочисленной номенклатуры композиционных труб.

Предсказать динамику поведения трубы нужно было заранее, до создания станочного комплекса, чтобы принять рациональные проектные решения. Были проведены виртуальные испытания трубы и окружающей её несущей системы. Это сделано с помощью метода конечных элементов (МКЭ) [5]. Моделирование включало предварительный статический анализ, модальный анализ (поиск форм и частот резонансных колебаний) и гармонический анализ (виртуальное нагружение системы силой резания, осциллирующей на разных частотах, с учетом демпфирования).

Геометрическая модель. Из гаммы труб, подлежащих обработке, для моделирования было выбрано наименее жесткое изделие (по соотношению длины и диаметра). На схеме (рис.1.) труба 1 $\varnothing 1300$ мм, длиной $l=9600$ мм и толщиной стенки $t=20$ мм удерживается по торцам бабками 2. Бабки могут продольно перемещаться на салазках 3 по станине 4. Бабки синхронно приводят трубу во вращение вокруг её оси. Для этого служат планшайбы 5 на оправках, захватывающие трубу по фланцам изнутри. Инструментом 6 могут быть резец или концевая фреза, находящаяся в шпиндельной головке 7 на ползуне 8. Ползун выдвигается радиально к трубе и удерживается подвижной стойкой станка. Стойка обеспечивает ползуну вертикальное и продольное движения.



а – изометрия; б – вид с торца при статическом нагружении силой на инструменте ($\times 36000$)

Рис. 1. – Обработка трубы

Конечноэлементная модель и параметры материалов.

МКЭ-модель построена из 88 тысяч конечных элементов. Для большинства деталей использовались тетраэдрические квадратичные элементы. Труба смоделирована более точными гексаэдрическими элементами. Они расположены в один слой с шагами по окружности и вдоль оси, равными двум толщинам трубы.

Ползун моделируется упрощенно как оболочка. Он имеет сечение 450×450 мм при толщине стенки (чугун) 40 мм. Отображается та часть ползуна, которая выступает из стойки. Стойка полагается достаточно жесткой и не моделируется. Ползун, головка и инструмент рассматриваются как сцепленные друг с другом объекты. Внутренние детали, например, подшипниковые узлы и главный привод, не были включены в МКЭ-модель.

Все материалы в модели приняты изотропными и линейно упругими. Для стальных и чугунных деталей модули упругости взяты равными $E_{ст} = 200 \text{ ГПа}$ и $E_{ч} = 130 \text{ ГПа}$ соответственно. Коэффициенты Пуассона приняты равными и $\mu_{ч} = 0,28$.

Моделировалась именно стеклопластиковая труба. Намотка её предусмотрена (при толщине стенки 20 мм) многими слоями под разными углами. Поэтому, по данным заказчика комплекса, анизотропия трубы в изгибной деформации выражена слабо. Изотропный модуль упругости для стеклопластика принят равным $E_{СП} = 30 \text{ ГПа}$ (коэффициент Пуассона). Это почти на порядок меньше, чем, если бы труба была стальной. Удельная плотность стеклопластика принята для динамических расчетов $\rho_{сп} = 1800 \text{ кг/м}^3$.

Граничные и контактные условия. В настоящей работе салазки под бабками зафиксированы потому, что станина станка является достаточно жесткой. Планшайбы неподвижно соединены с бабками. Соответственно, вращение трубы не учитывается. Крепление трубы в планшайбах и бабках обладает определенной податливостью. Его далее будем называть упругой подвеской. Средствами МКЭ смоделировано также жесткое закрепление трубы по фланцам к абстрактным опорам.

Рассмотрено несколько вариантов закрепления ползуна. В модальном анализе он или жестко закрепляется за дальний торец (вариант фиксации ВФ, или имеет только радиальную подвижность (ВФ). В последнем случае к ползуну добавляют сосредоточенную массу и математическую пружину. Пружина моделирует жесткость радиального привода перемещений ползуна. Ранее [1, 2] в ходе натуральных и виртуальных экспериментов было установлено, что этот параметр составляет $j_{np} = 160 \text{ Н/мкм}$.

В статическом анализе у инструмента сохраняли только радиальную степень свободы. К радиально подвижному инструменту (ВФЗ – ползун не моделируется) прилагали соответствующую силу (F на рис. 1.б) $F^{стат} = 100 \text{ Н}$. Величина силы не существенна в линейной модели, где возможно свободное масштабирование.

В гармоническом анализе радиальная сила на инструменте осциллировала согласно уравнению $F^{арм} = A \sin(2\pi f_u t)$. Здесь $A = 100 \text{ Н}$ является амплитудой силы, а f_u – частота гармонического испытания. Одновременно в системе задавалось демпфирование. По рекомендациям [6] для современных станков оно было принято равным $\epsilon = 2\%$.

Все детали в модели были скреплены поверхностными контактными элементами. Контактные пары находились в зафиксированном состоянии (статус “bonded”). Тем самым обеспечивалась виртуальная жесткая склейка сеток в МКЭ-модели.

Статический анализ. При анализе ориентировались на современную норму жесткости на режущей кромке инструмента $j_x \geq 20 \text{ Н/мкм}$ [6]. Жесткость на кромке – это усилие, которое нужно приложить для раздвижения или сближения инструмента и заготовки на единичное расстояние. Речь идет о движении в статике в лабораторном или компьютерном эксперименте. Инструмент и заготовка находятся близко к рабочему положению, но контакт между ними отсутствует (как и процесс резания).

Жесткость на кромке – это оценка динамического поведения инструмента и заготовки. Соблюдение указанного уровня жесткости обеспечивает качественное и точное резание. При падении жесткости ниже 10 Н/мкм вероятно самопроизвольное возбуждение вибраций (прежде всего, без регенеративных автоколебаний [7, 8]). При $j_x < 3 \text{ Н/мкм}$ автоколебания (chatter) становятся практически неизбежными.

Обычно жесткость на кромке определяется податливостью инструмента. Особенность настоящей работы – параметр j_x зависит от податливости заготовки – стенки трубы. Это видно на рис. 1.б и на рис. 2.а. Здесь даны два ракурса на статически радиально нагруженную модель. Под инструментом стенка прогнулась на радиальное расстояние $u^{стам} = 21,8 \text{ мкм}$. Деформационные перемещения инструмента и ползуна составляют менее 1 мкм и не существенны. Поэтому статическая жесткость на кромке равна $j_x^{ст} = F^{стам} / u^{стам} = 4,58 \text{ Н/мкм}$. Итак, податливость высока в середине трубы. Существует постоянная опасность срыва процесса резания в автоколебания.

Отметим (рис. 1.б и «1» на рис. 2.а), что большое перемещение $u^{стам} = 21,8 \text{ мкм}$ связано, в основном, с локальным прогибом стенки под резцом. Маркер «3,9 мкм» показывает прогиб всей трубы как упругой балки в двух опорах. Труба в целом ведет себя довольно жестко.

Деформационные перемещения на планшайбах и бабках невелики («2» на рис. 2.а) и составляют 1,3 мкм и 0,12 мкм соответственно.

Было проведено варьирование положения инструмента по длине трубы (рис.2. б). Прогиб включал в себя как локальную компоненту под инструментом, так и компоненту от общего изгиба трубы. Наличие планшайб и бабок (кривая обеспечивает некоторую упругую подвеску фланцев трубы. Линия 1 проходит несколько выше уровня «20 мкм». Этот уровень соответствует $j_x < 5H/\text{мкм}$ и может считаться ориентиром минимально допустимой жесткости.

Жесткое закрепление фланцев (кривая дает прогибы на 12% меньше, чем упругое. Однако большой разницы между линиями 1 и 2 нет, их средние части идут почти горизонтально. Смещение инструмента по длине трубы в статическом смысле малосущественно. Инструмент на четверти длины трубы создает радиальный прогиб лишь на 16,5% меньший, чем инструмент в средней позиции.

Итак, статический анализ показывает, что система является податливой и склонной к срыву в автоколебания. Автоколебания всегда являются нелинейными. Однако при резании они обычно возникают на базе резонансов, предсказываемых линейной динамической моделью. Поэтому перейдем к динамическому МКЭ-моделированию. Двумя его важнейшими видами являются модальный и гармонический анализ.

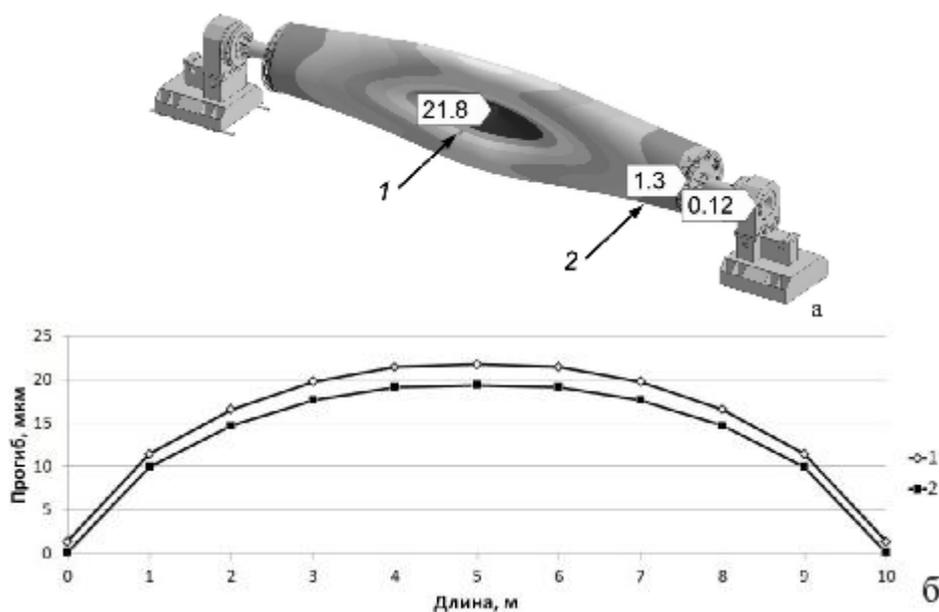


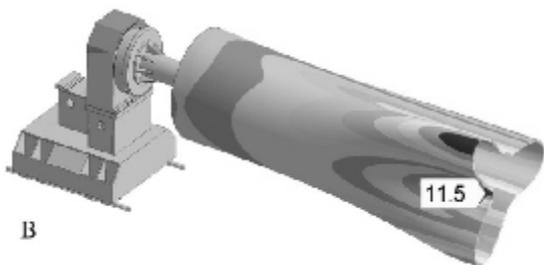
Рис. 2. – Статический прогиб (мкм) трубы под действием радиальной силы 100 Н (а, $\times 60000$) и зависимость прогиба от положения силы по длине трубы (б)

Модальный анализ. В диапазоне до 100 Гц при упругой подвеске трубы и радиально подвижном инструменте было найдено 22 резонансные моды, начиная с полуволнового колебания трубы, как упругой балки. Частота этой, первой моды (рис.3,а) $f_1=22.3$ Гц. Для других вариантов представления инструмента и подвески трубы ситуация аналогична. Часть найденных мод является парными, сопряженными. Одно и то же модальное движение проявляется в двух ортогональных вариантах на близких частотах. Даже с учетом сопряженности у трубы обнаруживается 17 оригинальных резонансов. Забегая вперед сообщим, что далеко не всем им удастся возбудиться от силы резания. В гармоническом анализе на АЧХ (рис. 7.) выявляется только 5 пиков.

Основным модальным движением является пульсация стенки трубы и возникновение системы пучностей. Например, на рис. 3.б для частоты $f_3=28,1$ Гц в сечении трубы в окружном направлении просматривается два периода волны с четырьмя пучностями (An) и таким же количеством малоподвижных узлов (N). В осевом направлении труба колеблется как

полуволна. Пучность находится посередине. Договоримся обозначать такую систему пучностей по направлениям как «2+0,5».

Резонанс с частотой $f_{12}=67,9$ Гц создает (рис. 3.в) 3 волны (6 пучностей по окружности). Это система пучностей «3+0,5». На рис. 4.в показано модальное движение для 8-ой моды на частоте $f_8=28,1$ Гц. По окружности укладываются 2 периода синусоиды, а вдоль оси трубы 1 период. Здесь представлена система пучностей «2+1»



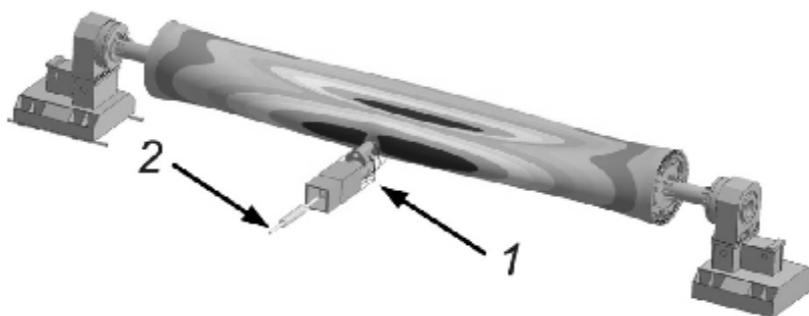
а – гармоническое нагружение на частоте 22,3 Гц (ВФ3); б – 30,4 Гц (ВФ); в – 69,7 Гц (ВФ3).
Числа – перемещения по X (радиально) в микрометрах при возбуждении с амплитудой 100 Н ($\times 3600$)

Рис. 3. – Резонансные моды и профиль трубы

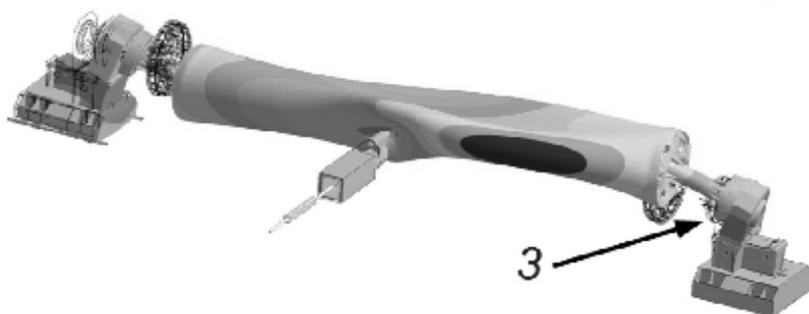
Кроме пульсации стенки трубы обнаружен резонанс ползуна (1 на рис. 4.а), который радиально колеблется на пружине 2 (ВФ, отображающей привод перемещения). Это происходит на частоте 30,7 Гц. Одновременно видна работающая система пучностей «2+0,5». Следовательно, рабочая частота ~ 30 Гц является динамически опасной.

При небольшом повышении частоты до 39,9 Гц (рис.4. б) радиальный резонанс ползуна затухает. Объект становится малоподвижным и демонстрирует зарезонансное поведение. Однако, возбуждаются клевковые движения бабок 3. В вертикальной плоскости обе бабки, планшайбы и труба образуют полный период синусоиды. Можно говорить об одноволновом резонансе упругой балки (трубы). Одновременно просматривается система пучностей «2+1».

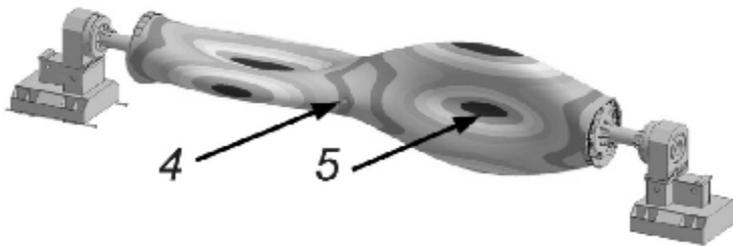
Эта система проявляет себя полностью в модальном движении на частоте 51,4 Гц (рис.4. в). Здесь одноволновое колебание трубы и балок уже прошло свой частотный пик и затухло. Возбуждение же системы пучностей «2+1» зависит от места приложения сила. При воздействии инструментом на пучность 5 на четверти длины трубы ожидается раскочка стенок и мощный резонанс. Воздействие в точке 4 попадает на узел посередине трубы. Резонансные явления должны быть слабо выражены. Однако, более точный анализ степени возбуждения мод следует вести в рамках гармонического МКЭ-анализа.



а – 30,7 Гц



б – 39,9 Гц



$\nu = 51,4 \text{ Гц}$

Системы пучностей: а - «2+0,5», б - «2+1», в - «2+1»

Рис. 4. – Резонансные моды при упругой поддержке трубы бабками

Гармонический анализ. По результатам МКЭ-расчетов была построена серия АЧХ [9], где входом является радиальная гармоническая сила на инструменте $F^{рам}$ с амплитудой 100 Н. Выход – радиальное перемещение стенки под инструментом $u^{рам}$. Этот параметр обратно пропорционален жесткости системы. Частота испытания варьировалась от 1 до 160 Гц с шагом 1 Гц. На рис. 5. дана кривая АЧХ для инструмента, смещенного на четверть по длине трубы (фланцы закреплены). Случаи, когда инструмент находится посередине трубы, отражены на рис.7.

Для всех АЧХ статический диапазон лежит от 0 до примерно 20 Гц (левее а на рис. 5). Далее следует серия мощных резонансных пиков (1, 2, 3 и т.д.). За каждым пиком быстро (в частотном смысле) следует межпиковый провал (b, c, d), где амплитуда колебания стенки под инструментом минимальна. Чередование пиков и провалов сглаживается (но не прекращается) примерно после 80 Гц.

Первый и самый мощный резонансный пик 1 на рис. 5. соответствует раскачке по рис. 3.б и рис. 4.а. Это происходит на частоте 33 Гц с амплитудой 61 мкм. Динамическая жесткость стенки под инструментом очень мала $j_c^d = 1,6 \text{ Н/мкм}$. Система пучностей является самой простой и базовой – «2+0,5». Пульсация стенки сочетается с колебанием трубы как упругой балки. Однако вклад последнего механизма невелик.

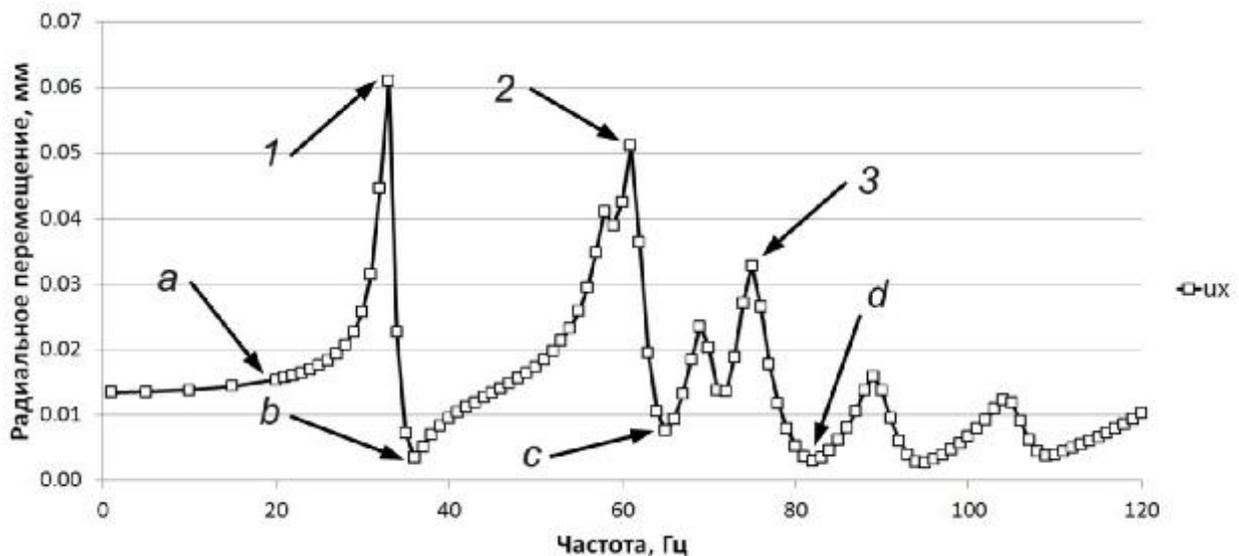


Рис. 5. – АЧХ трубы при радиальном воздействии инструментом на $\frac{1}{4}$ длины трубы

Оказалось, что каждый провал соответствует смене числа периодов в системе пучностей (переключению системы на другую схему). Так, после пика 1 в провале b (частота около 40 Гц) система пучностей перестраивается по формуле «2+1» (рис.4. б). По мере роста частоты в этой системе пучностей достигается резонанс (пик . Затем на частоте выше 60 Гц (в провале c) система пучностей переключается в состояние «3+1» (связано с пиком 3). Далее процесс повторяется.

Текущая система пучностей стремится развернуться так, чтобы одна из пучностей оказалась под инструментом. Если это получается, то энергия колебаний эффективно накапливается, передается в соседние пучности и возбуждает всю систему.

Частоты переключения (провалы) характеризуются низкими амплитудами перемещения под инструментом. Следовательно, здесь достигается большая динамическая жесткость. Например, в провале d на частоте $f_{и}=82$ Гц достигается вполне приемлемый уровень $j_c^d = 33,8H / мкм$. В данных частотных промежутках, возможно эффективно вести высокоскоростную обработку трубы, например, фрезерованием.

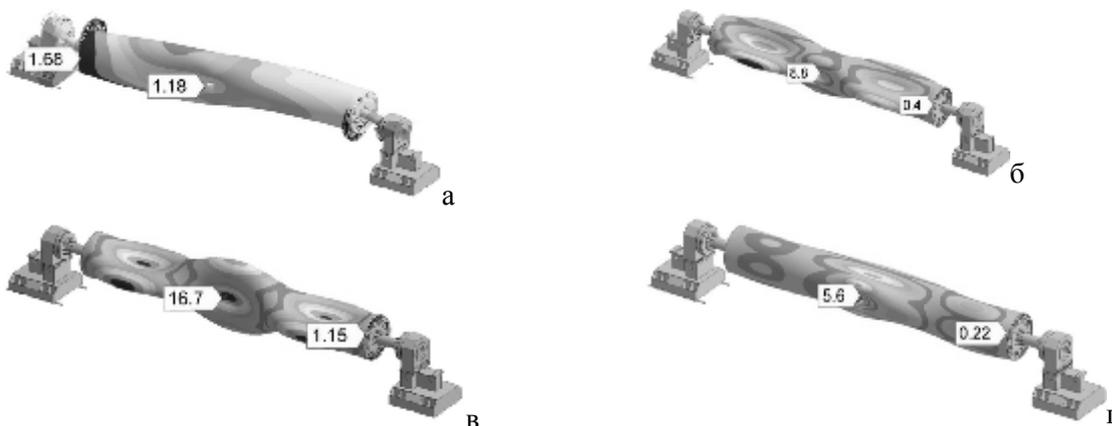
На рис. 6. в порядке роста частоты представлены системы пучностей на трубе при центральном расположении инструмента. Все картины получены на начальных частотах (переключение в новую систему пучностей только что произошло), не доходящих до резонансных пиков. Радиальные перемещения (показаны числами) являются умеренными, а динамическая жесткость оказывается сравнительно высокой.

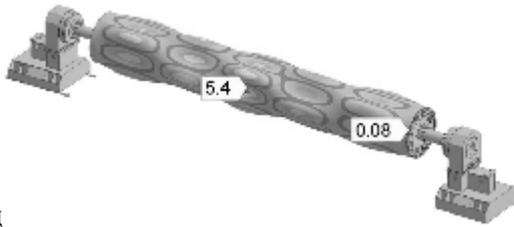
Ситуация на рис. 6. а служит примером межпиковой паузы (МП1 на рис. 7.). Кроме того, система пучностей «2+1» не может сориентироваться так, чтобы одна из пучностей оказалась под инструментом. Здесь на частоте 42 Гц отмечена малая амплитуда 1,18 мкм. Это обусловлено тем, что для только устанавливающейся схемы «2+1» середина трубы является узловой частью. Узлы всегда оказывают сопротивление осцилляции. Поэтому энергия от инструмента слабо накачивается в систему пучностей.

В результате уже на частоте 43 Гц проявляет себя более эффективная система «3+0,5» (рис. 3.в). Она определяет характер колебания трубы до частоты 70 Гц. Схема «3+0,5» как раз предполагает пучность в средней части трубы, под инструментом.

Следующей реализовавшейся резонансной модой является схема «2+1,5» (92 Гц, рис. 6.в). В ней тоже есть пучности по центру, удобные для возбуждения инструментом. На частоте 110 Гц (рис.6. г) видна многоволновая система пучностей «4+1,5». Далее при увеличении частоты происходит переключение на всё большее число периодов. Например, для частоты 160 Гц наблюдается система «4+2,5» (рис.6. д).

Для многоволновых систем пучностей (>100 Гц, рис. 6.г, д) амплитуды перемещений даже на пучностях составляют несколько микрометров. Желаемая жесткость на кромке инструмента $j_{x} \geq 20H/мкм$ уверенно обеспечивается. Срыв в автоколебания становится маловероятным. АЧХ, соответствующая рис. 6, представлена на рис. 7. (кривая В). Для сравнения на кривой А дана АЧХ в случае жесткого закрепления фланцев. Обе линии на рис. 7. близки друг к другу и к АЧХ на рис. 5. Наблюдаются многочисленные резонансные пики и провалы (табл.). Присутствует статический диапазон (СД). Есть мощные «первые» резонансы R0, R1 и Q1. От них примерно до 90 – 100 Гц тянется резонансный диапазон РД. Левую часть РД с упомянутыми пиками следует классифицировать как ОСР [1, 2, 9] – общестаночные резонансы. Они захватывают единообразным движением большую часть станочного комплекса. Следующий диапазон будем называть пострезонансным (ПРД). В нем резонансные пики сохраняются, но становятся невысокими и пологими. Проявляет себя инерционность стенки трубы.





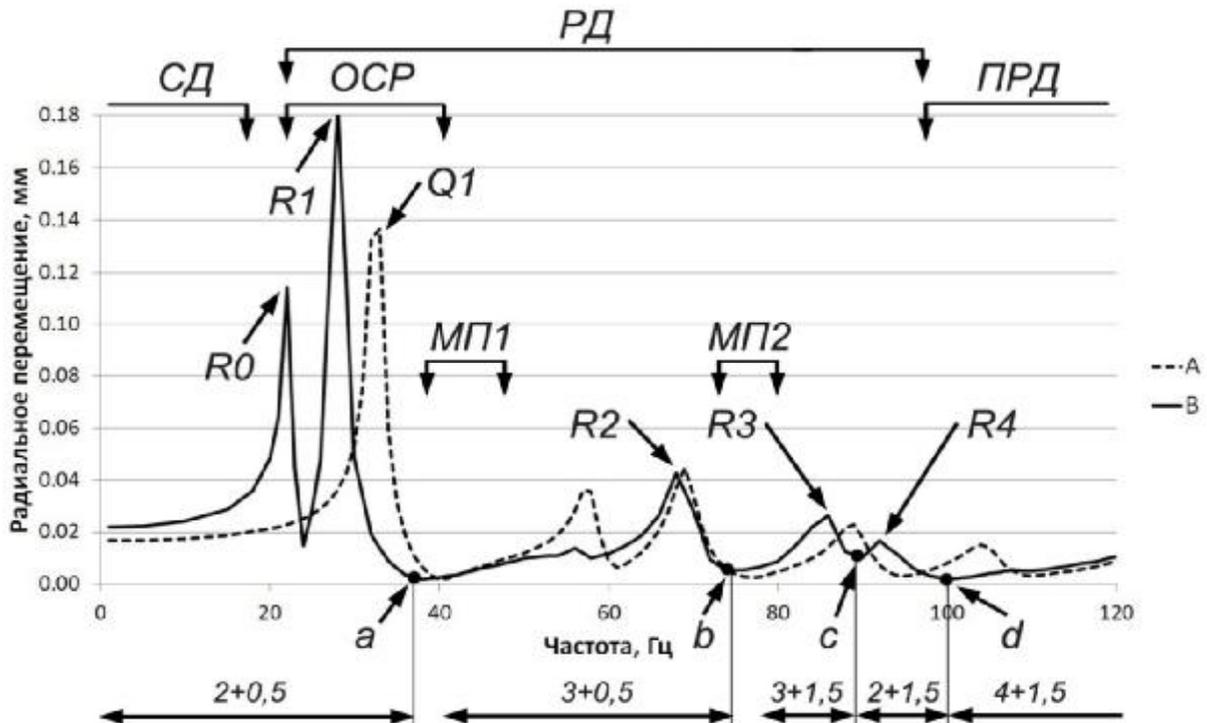
д

Рис. 6. – Системы пучностей на стенке трубы при воздействии радиальной гармонической силы на частотах 42 Гц (а, «2+1», ×250000), 80 Гц (б, «3+1,5»), 92 Гц (в, «2+1,5»), 110 Гц (г, «4+1,5»), 160 Гц (д, «4+2,5»); числа – амплитуды перемещений в мкм; ×36000

Достоинством жесткого удержания фланцев (кривая А) является более широкий статический диапазон (до 25 Гц) и меньшие амплитуды колебаний в нем. Это важно, если выбирать обработку точением, когда не возникает высокочастотных гармоник в силе резания.

Таблица 1 – Резонансные пики и паузы между ними (линия В на рис. 7.)

Резонансные пики				Межпиковые паузы			
Обозначение	Частота, Гц	Амплитуда, мкм	Динамическая жесткость, Н/мкм	Обозначение	Частота, Гц	Амплитуда, мкм	Динамическая жесткость, Н/мкм
R0	22	114	0,87	-	1	21,8	4,58
R1	28	184	0,54	a	38	1,86	53,8
R2	68	42,7	2,3	b	74	5,27	19,0
R3	86	26,4	3,8	c	90	10,3	9,7
R4	92	16,7	6,0	d	101	1,93	51,8



А – фланцы трубы зафиксированы; В – фланцы податливо удерживаются планшайбами
Рис. 7. – АЧХ трубы при радиальном воздействии инструментом на ½ длины трубы

При упругом удержании фланцев в планшайбах статический диапазон оказывается коротким (до 18 Гц). Затем следует двойной резонанс с пиками $R0$ и $R1$. Ситуация для $R0$ (22 Гц, 114 мкм) проиллюстрирована на рис. 3.а. Здесь пульсация стенки трубы минимальна. Происходит резонансное раскачивание трубы как упругой балки в податливых опорах. Для $R1$ (28 Гц, 186 мкм) ситуация противоположна (рис. 3.б): почти незаметно общее движение трубы как балки. Зато возникает система пучностей «2+0,5». Именно пучность на стенке (а не труба в целом) пульсирует под инструментом с амплитудой 186 мкм.

Упругое удержание фланцев (кривая B) дает более спокойный (по сравнению с A) пострезонансный диапазон $ПРД$, а также большие межпиковые паузы $МП$ (фактически – ровные ложбины, например, $МП$). В них можно производить обработку даже на частотах резонансного диапазона $РД$. Поэтому закрепление в податливых планшайбах удобно при фрезеровании, если рабочая частота является средней и высокой. Предполагается интеллектуальное управление частотой вращения фрезы для подстройки к межпиковым паузам и плато.

Таблица 2 – Интервалы систем пучностей согласно АЧХ (линия В)

Обозначение интервала	$<a$	$a-b$	$b-c$	$c-d$	$>d$
Частоты, Гц	<38	43 – 70	74 - 91	91 - 101	>101
Схема системы	2 + 0,5	3 + 0,5	3 + 1,5	2 + 1,5	4 + 1,5
Иллюстрация схемы	Рис.3. б	Рис.3. в	Рис.6. б	Рис. 6. в	Рис.6. г

АЧХ на рис. 7. подтверждают представления о переключении систем пучностей в межпиковых паузах. Табл.2 дает соответствующую информацию для линии B . В интервале до 120 Гц наблюдается 5 основных систем пучностей. Ещё три системы проявляли себя в узких интервалах (несколько Гц) и быстро «размывались». Межпиковый провал всегда соответствовал переключению на новую систему. После резонанса данной системы пучностей она быстро уступала место следующей системе.

Обсуждение и выводы. Резонансные колебания в системе композиционной трубы в станке начинаются с частоты ~ 20 Гц и сочетают следующие виды движений:

- колебания стенки трубы (система пучностей);
- колебания линии «бабка – труба – бабка» как упругой балки в опорах;
- радиальные колебания ползуна с инструментом относительно привода.

Колебания стенки трубы (вариант а) формируют мощные системы пучностей в резонансном диапазоне $РД$ (20 – 80 Гц). Источником таких колебаний является локальный прогиб стенки под инструментом.

Вибрации по видам б) и в) являются типичными общестаночными резонансами (ОСР). Они лежат, в основном, между 20 и 40 Гц и исчерпываются на частотах до 60 Гц. Итак, интервал частот ОСР (20 – 40 Гц) наиболее неблагоприятен для обработки, так как в нем ярко проявляют себя все три вида резонансных движений.

Системы пучностей на поверхности трубы постоянно переключаются по мере роста рабочей частоты. Они образуют многочисленные резонансные пики, на которых обработка нежелательна. Пучность обычно формируется под инструментом, что ведет к неточности резания и возбуждению автоколебаний. Перспективно использовать провалы между резонансными пиками. Здесь есть частотные «ложбины», паузы с высокой динамической жесткостью. Они связаны с переходом от одной системы пучностей к другой. Такие переходы удалены от резонансов.

На высоких частотах, в пострезонансном диапазоне $ПРД$, есть возможность точного резания с малыми вибрациями:

- общестаночные резонансы в системе «бабка – труба – бабка» уже исчерпаны, ползун динамически жесток;
- заканчиваются масштабные резонансы в стенке трубы. Системы пучностей становятся многоволновыми (выше 100 Гц);
- колебания стенок трубы эффективно демпфируются самим композиционным материалом и не опасны для точности обработки;

г) проявляется инерционность стенки и повышается динамическая жесткость в окрестности инструмента.

Практические рекомендации:

Для обработки композитной трубы точением рекомендуется использовать статический диапазон (СД) и работать на частотах ниже 20 Гц. Обработка тонкостенной трубы в диапазоне РД (40 – 80 Гц) возможна, но только между резонансными пиками. Для этого на базе вычислительных возможностей УЧПУ станка следует реализовать систему автоматической отстройки от резонансов. В первую очередь можно управлять частотой вращения главного привода.

Для обработки фрезерованием (медленно вращающейся трубы) рекомендуется использовать пострезонансный диапазон ПРД. Нужно применять быстрый привод и многозубый инструмент, чтобы рабочие частоты превышали 80 – 100 Гц. Это соответствует концепции высокоскоростной обработки (ВСО) [10].

Важной разновидностью тяжелых станков являются порталные станки. Они имеют несущую систему в виде П-образной рамы – портала. Обычно портал несет на своей траверсе (поперечине) и колоннах суппорта с инструментами. Портал охватывает стол с обрабатываемой деталью.

ЛИТЕРАТУРА

1. Василевич Ю.В., Довнар С.С., Шумский И.И. Модальный анализ несущей системы тяжелого горизонтального многоцелевого станка с помощью МКЭ // Наука и техника. 2014. - № 4. С.14 - 24.
2. Василевич Ю.В., Довнар С.С., Трусковский А.С. МКЭ-анализ гармонического возбуждения горизонтального фрезерно-сверлильно-расточного станка с симметричной стойкой // Машиностроение. 2014. - № 28. С.112-120.
3. В.И.Туромша, С.С.Довнар, А.С.Трусковский, И.И.Шумский Баланс жесткости стойки фрезерно-сверлильно-расточного станка с симметричным расположением шпиндельной бабки // Вестн. Гомел. гос. техн. ун-та им. П.О.Сухого.–2012.–№3(50). –С.19–29.
4. Кудинов, В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.
5. Зенкевич, О. Конечные элементы и аппроксимация: пер. с англ. / О. Зенкевич, К. Морган. – М.: Мир, 1986. – 312 с.
6. L.N.Lopez de Lacalle, A.Lamikiz. Machine tools for high-performing machining. – Springer, 2009, 442 p.
7. Gradisek J., Kalveram M., Insperger T., Weinert K., Stépán G., Govekar E.,Grabec I. Stability prediction for milling. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(7-8), pp. 769-781.
8. Altintas Y., Weck M. Chatter stability of metal cutting and grinding, Keynote paper, 2004. Annals of the CIRP 53/2: pp. 619–652.
9. С. С. Довнар, А.М.Якимович, И.Л.Ковалева, Е.Ф.Ратько, А.С.Трусковский. МКЭ-анализ динамики фрезерования кромок труб магистральных трубопроводов // Машиностроение. 2014. - № 28. С.35 - 43.
10. Кунец, Г. Высокоскоростная обработка и традиционный технологический базис: преодоление несовместимости // Мир техники и технологий. – 2004. – № 6. – с. 35–37.

УДК 681.511

Романюк Г.Э., Романюк С.И.

ИССЛЕДОВАНИЕ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ МЕТОДОМ БИЛИНЕЙНОГО ПРЕОБРАЗОВАНИЯ В СРЕДЕ MATHCAD

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Развитие современной техники невозможно без применения систем автоматического управления (САУ). Наблюдается повышенный интерес к теории дискретных систем. Это обусловлено тем, что все чаще на практике стали применять дискретные системы управления. Известные критерии устойчивости линейных систем позволяют ответить на

вопрос об устойчивости системы в том случае, если параметры системы численно заданы. Задача определения факта устойчивости системы принципиально разрешима всегда, однако с ростом порядка системы вычислительные затраты существенно возрастают. Практически эти трудности можно преодолеть лишь при использовании вычислительной техники, применяя современные программные средства, (в частности, Mathcad).

Автоматизация производства — главное направление научно-технического развития в машиностроении.

Повышение производительности труда в машиностроительном производстве достигается высокой степенью автоматизации — созданием станков-автоматов, автоматических линий, цехов, заводов-автоматов. При автоматизации и кибернетизации технологических процессов и производств, используются последние достижения в сфере компьютерных и информационных технологий, искусственного интеллекта, теории управления, микропроцессорной техники и электроники, проектирования приборов и устройств автоматики.

Без систем автоматического управления (САУ) сегодня немислимо любое современное машиностроительное предприятие. На практике широко применяются системы автоматического управления металлорежущими станками с числовым программным управлением, системы автоматического контроля, системы автоматического регулирования, и др.

Практически все современные САУ имеют в своем замкнутом контуре либо цифровые ЭВМ, либо цифровые устройства. Поэтому большинство действующих САУ являются дискретными системами управления.

Теория линейных непрерывных САУ разрабатывалась давно, хорошо разработаны методы исследования устойчивости и качества непрерывных САУ, существует ряд критериев для определения устойчивости непрерывных САУ. Однако дискретный характер работы замкнутых систем автоматического управления требует привлечения математического аппарата, отличного от того, который применяется для расчета непрерывных систем. Этим аппаратом служит дискретное преобразование Лапласа или z -преобразование, которое превращает трансцендентную функцию от s (например, $1+GH^*(s)$) в полином от z (например, $1+GH(z)$). Однако при этом основная и дополнительная полосы, расположенные слева от мнимой оси плоскости S , преобразуются в единичный круг плоскости Z , что затрудняет применение критериев устойчивости, используемых в случае непрерывных систем.

Для применения критериев устойчивости линейной теории непрерывных систем необходимо осуществить билинейное преобразование характеристического уравнения замкнутой дискретной САУ. Это преобразование представляет собой конформное отображение точек w -плоскости в точки на z -плоскости и использует замены вида [1]:

$$Z = \frac{W + 1}{W - 1} \text{ или } W = \frac{Z - 1}{Z + 1} \quad (1)$$

Из теории функции комплексного переменного известно, что билинейное преобразование отображает единичный круг плоскости Z во всю левую полуплоскость плоскости W и полином от z преобразуется в отношение двух полиномов от w того же порядка. Распределение нулей полинома числителя в этом отношении определяет устойчивость системы.

Таким образом, z -преобразование совместно с билинейным преобразованием отображает часть полосы слева от мнимой оси в плоскости S во всю левую полуплоскость W и преобразует трансцендентную функцию от s в полином от w . В плоскости W условием устойчивости является отсутствие нулей полинома в правой полуплоскости. Следовательно, методы, используемые для анализа устойчивости непрерывных систем автоматического управления, могут применяться и для анализа дискретных САУ [2].

Билинейное преобразование представляет собой метод, используемый в теории функций комплексной переменной для отображения функции на комплексной плоскости одной переменной на комплексную плоскость другой переменной. Он отображает окружности и прямые линии на прямые линии и окружности соответственно. Каждой точке комплексной W -плоскости ставится в соответствие определенная точка Z -плоскости.

Представляет интерес рассмотрение отображения конкретных участков плоскости Z на плоскость W в общем виде. Для упрощения вычислений и построения графиков используется программное средство «Mathcad 13» [3].

Билинейное преобразование (1) отображает точки, лежащие на плоскости Z , в точки, лежащие на плоскости W . Для действительных чисел удобно пользоваться непосредственно формулой (1). Для комплексных чисел удобнее воспользоваться формулой, полученной из (1) подстановкой $z = u \pm iv$ [1]:

$$W = \frac{1 - u^2 - v^2 + 2iv}{(u + 1)^2 + v^2} \quad (2)$$

Обозначим $x = u$, $y = v$.

Чтобы найти координаты точек единичной окружности, лежащей на плоскости Z , решим совместно уравнения прямой, проходящей через начало координат, и уравнение единичной окружности:

$$x^2 + y^2 = 1, \quad y = kx.$$

В результате решения получаем:

$$x = \frac{1}{\sqrt{1 + k^2}} \quad x = \frac{k}{\sqrt{1 + k^2}} \quad (3)$$

Уравнение единичной окружности:

$$z = \frac{1 + ki}{\sqrt{1 + k^2}} \quad (4)$$

Уравнение (4) – уравнение единичной окружности на плоскости Z в параметрической форме: $Re(z(k))^2 + Im(z(k))^2 = 1$.

Подставляем (3) в (4)

$$W = ik \frac{\sqrt{1 + k^2}}{k^2 + 1 + \sqrt{1 + k^2}} \quad (5)$$

Выражение (5) определяет прямую $Re(w(k))=0$ в параметрической форме на плоскости W .

Координаты точек единичной окружности на плоскости Z определяются выражением (4). Координаты соответствующих им точек на плоскости W - выражением (5).

Отображения произведены с применением программного средства «Mathcad 13». Поскольку «Mathcad 13» позволяет строить графики только в одной полуплоскости, отображаем участки единичной окружности на плоскость W отдельными частями (по отдельным полуплоскостям).

Строим графики $z(k)$ и $w(k)$ (рис. 1.).

Этой процедурой мы отображаем участок единичной окружности, находящийся в 1 и 4 квадрантах плоскости Z , на плоскость W .

Таким же образом отображаем участки окружности, находящиеся во 2 и 3 квадрантах (рис.2.).

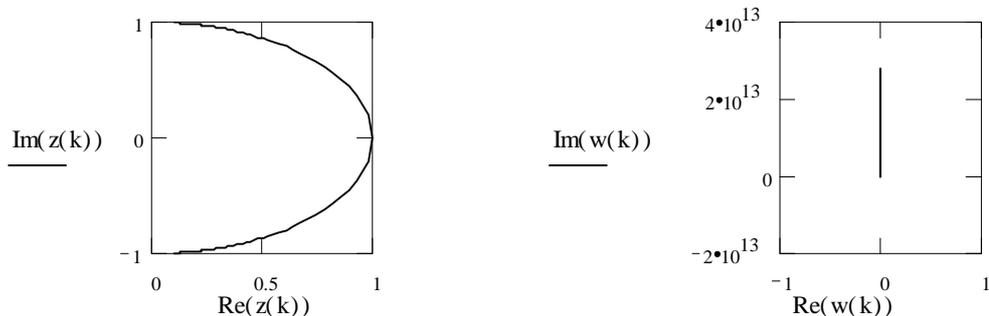


Рис. 1. – Отображение участков единичной окружности, находящихся в 1 и 4 квадрантах плоскости Z , на плоскость W

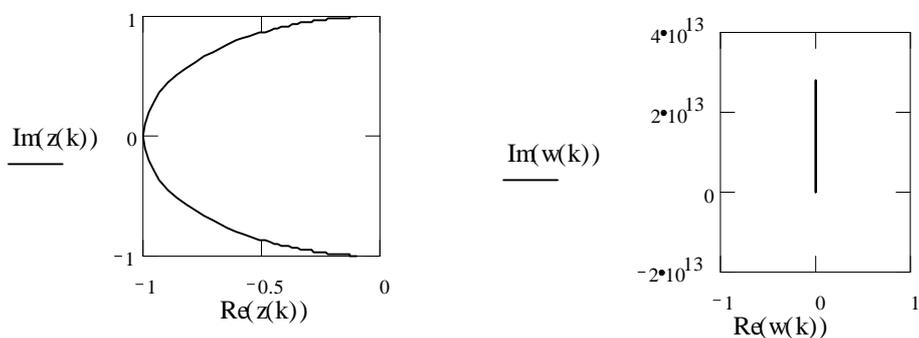


Рис. 2. – Отображение участков единичной окружности, находящихся во 2 и 3 квадрантах плоскости Z , на плоскость W

Отображаем участки координатных осей, лежащих внутри и за пределами единичной окружности плоскости Z .

Отображаем ось Y (мнимую ось – $Re(z(k)) = 0$). Ее уравнение

$$x = 0 \tag{6}$$

Заменяем в уравнении (5) $u=x$, $v=y$, получим

$$W = \frac{1 - x^2 - v^2 \mathbf{m}2iy}{(x+1)^2 + y^2} \tag{7}$$

Из (6) и (7) получаем:

$$W = \frac{1 - y^2 \mathbf{m}2iy}{1 + y^2}$$

или в параметрической форме

$$W = \frac{\sqrt{1+k^2} \pm 2ik \pm 2ik^3}{\sqrt{1+k^2}(1+2ik^2)} \quad (8)$$

Уравнение (8) – это уравнение единичной окружности на плоскости W в параметрической форме.

Рассматриваем участок оси Y от $(0,i)$ до $(0,0)$. Задаем изменение значений y от 1 до 0, подставляем эти значения в (8) и строим два графика: участок оси Y на плоскости Z и соответствующий ему на плоскости W (рис. 3.).

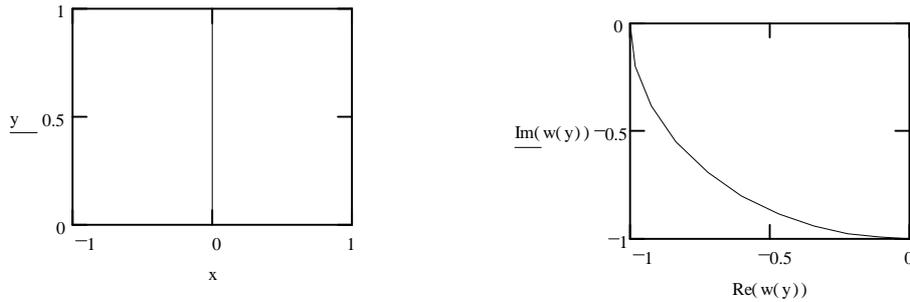


Рис. 3. – Отображение участка мнимой оси плоскости Z , находящегося внутри единичной окружности, на плоскость W

Из графиков видно, что рассматриваемому участку оси Y соответствует участок окружности единичного радиуса на плоскости W $(0,-i) - (-1,0)$.

Далее рассматриваем участок мнимой оси от $(0,0)$ до $(0, -i)$ и аналогичным образом строим графики (рис. 4.).

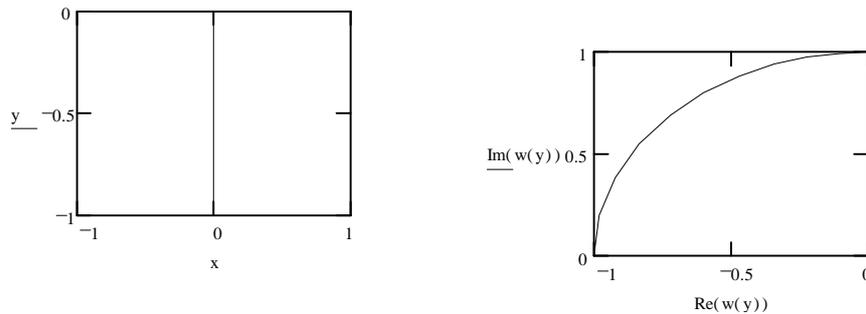


Рис. 4. – Отображение участка мнимой оси плоскости Z , находящегося внутри единичной окружности, на плоскость W

Участку мнимой оси плоскости Z от $(0,0)$ до $(0,-i)$ соответствует участок единичной окружности плоскости W от $(-1,0)$ до $(0,i)$.

Отображаем действительную ось плоскости Z (ось X).

Ее уравнение:

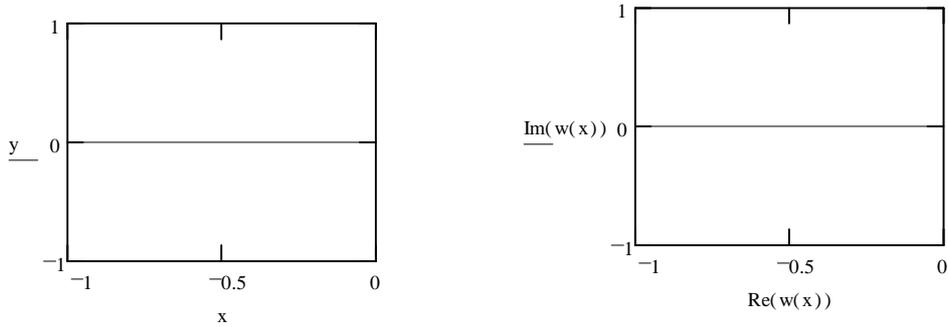
$$y = 0 \quad (9)$$

$$W(x) = \frac{x^2 - 1}{(x-1)^2} \quad (10)$$

Уравнение (10) – уравнение прямой $Im(w(x))=0$.

Рассматриваем участки $(-1,0)$ - $(0,0)$ и $(0,0)$ - $(1,0)$. Строим графики: участок действительной оси плоскости Z и соответствующий ему участок плоскости W (рис. 5. а, б).

а)



б)

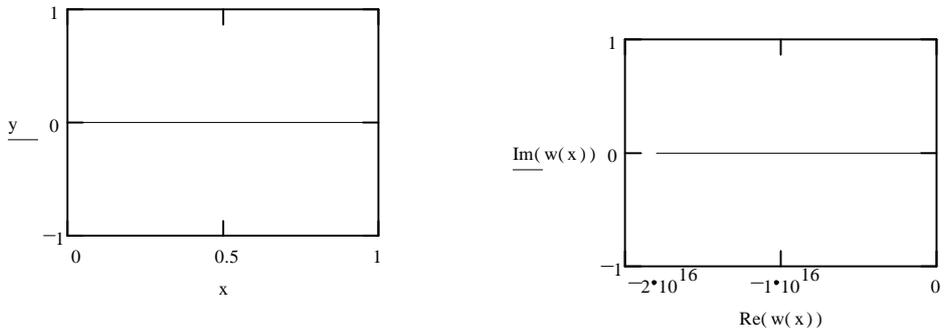


Рис. 5. – Отображения участков действительной оси плоскости Z , находящихся внутри единичной окружности, на плоскость W

Участку действительной оси плоскости Z $(-1,0)$ – $(0,0)$ соответствует участок действительной оси плоскости W $(0,0)$ – $(-1,0)$; участку $(0,0)$ – $(1,0)$ – участок $(-1,0)$ – $(-\infty, 0)$.

Следующий этап – отображение участков координатных осей плоскости Z , лежащих за пределами единичной окружности, на плоскость W .

Проведем аналогичные вычисления для отрезков осей координатной плоскости Z , лежащих за пределами единичной окружности.

Отображаем участок мнимой оси от $(0,i)$ до $(0,\infty)$. Изменяем значение y , подставляем его в уравнение (произведя замену: $u=x$; $v=y$) и строим два графика: рассматриваемый участок мнимой оси и соответствующий ему на плоскости W (рис. 6.).

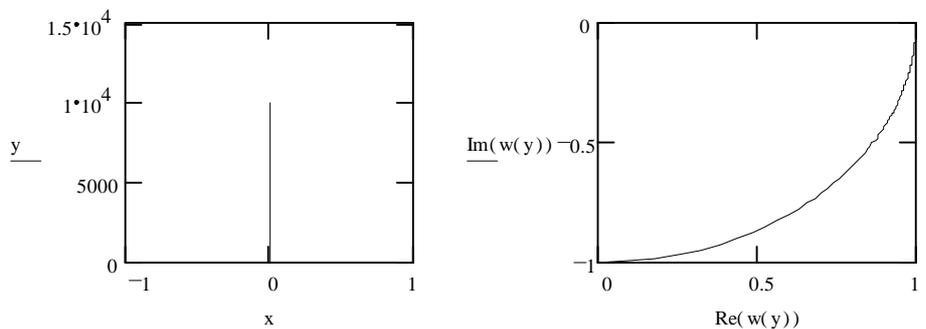
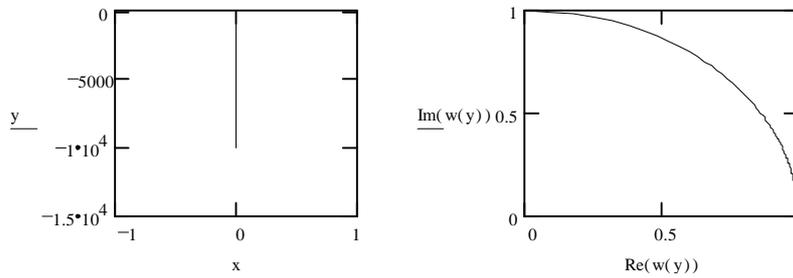


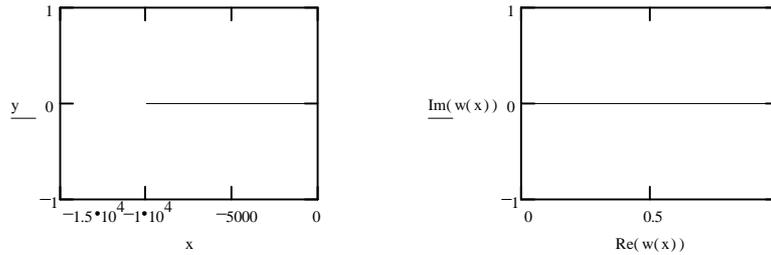
Рис. 6. – Отображение участка мнимой оси плоскости Z , находящегося за пределами единичной окружности, на плоскость W

Проведя аналогичные вычисления для участка мнимой оси плоскости Z $(0,-i)$ – $(0, -\infty)$ и участков действительной оси $(-1,0)$ – $(-\infty,0)$ и $(1,0)$ – $(\infty,0)$ получим соответствующие им участки на плоскости W (рис. 7. а, б, в).

а)



б)



в)

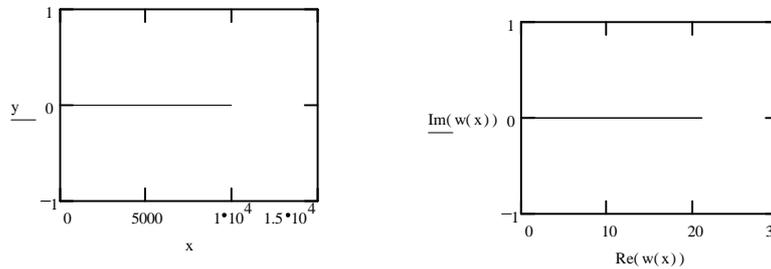


Рис. 7. – Отображение участков мнимой оси плоскости Z , находящихся за пределами единичной окружности, на плоскость W

Из графиков видно, что участки осей координат плоскости Z , лежащие за пределами единичной окружности, отображаются на следующие участки плоскости W :

- участок $(0, i) - (0, \infty)$ - на участок окружности единичного радиуса $(0, -i) - (1, 0)$;
- участок $(0, -i) - (0, -\infty)$ - на участок окружности единичного радиуса $(1, 0) - (0, i)$;
- участок $(-1, 0) - (-\infty, 0)$ - на участок действительной оси плоскости W $(0, 0) - (1, 0)$;
- участок $(1, 0) - (\infty, 0)$ - на участок действительной оси плоскости W $(1, 0) - (\infty, 0)$.

Анализируя полученные графики можно сделать вывод: левая половина единичного круга плоскости Z отображается на левую половину круга с единичным радиусом в плоскости W . Причем часть круга, лежащая во втором квадранте плоскости Z , отображается на часть круга, лежащую в третьем квадранте плоскости W , и наоборот: часть круга, лежащая в третьем квадранте плоскости Z , - на часть круга, лежащую во втором квадранте плоскости W . Правая часть единичного круга плоскости Z отображается на остальное пространство левой полуплоскости плоскости W : часть круга, лежащая в первом квадранте, - на третий квадрант плоскости W ; часть круга, лежащая во втором квадранте, - на второй квадрант.

Вся область, находящаяся за пределами единичного круга плоскости Z , отображается на правую полуплоскость плоскости W . Участки плоскости Z , ограниченные координатными осями и участками единичной окружности, отображаются на участки плоскости W следующим образом:

- $(\infty, 0) - (1, 0) - (0, i) - (0, \infty)$ на $(\infty, 0) - (1, 0) - (0, -i) - (0, \infty)$;
- $(0, \infty) - (0, i) - (-1, 0) - (-\infty, 0)$ на $(1, 0) - (0, 0) - (0, -i)$;
- $(-\infty, 0) - (-1, 0) - (0, -i) - (0, -\infty)$ на $(0, i) - (0, 0) - (1, 0)$;
- $(0, -\infty) - (0, -i) - (1, 0) - (\infty, 0)$ на $(\infty, 0) - (1, 0) - (0, i) - (0, \infty)$.

Более наглядно зависимость между участками плоскостей Z и W представлена на рис. 8. Участки на плоскости Z и соответствующие им участки плоскости W показаны одинаковой штриховкой. При билинейном преобразовании сохраняется конфигурация расположения полюсов исходной дискретной и полученной непрерывной систем. А именно: если корни характеристического уравнения дискретной системы находятся на границе устойчивости (на окружности единичного радиуса в плоскости Z), то и корни характеристического уравнения, описывающего непрерывную систему, находятся на границе устойчивости (на мнимой оси плоскости W); корни, расположенные внутри единичной окружности, отображаются в корни, расположенные в левой полуплоскости плоскости W ; корни, находящиеся за пределами единичной окружности плоскости Z , переходят в корни, находящиеся в правой полуплоскости плоскости W . Если корни дискретной системы действительные, то и корни непрерывной системы также действительные; если корни были комплексные, корни полученной системы также будут комплексными.

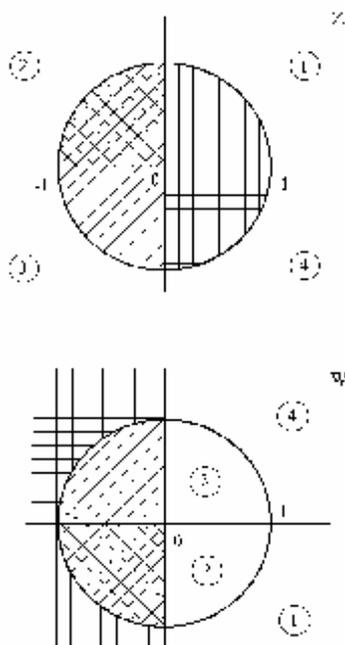


Рис. 8. – зависимость между участками плоскостей Z и W при билинейном преобразовании

В результате проведенных преобразований найдены отображения конкретных участков плоскости Z на плоскость W . Это позволяет при проверке устойчивости дискретных и соответствующих им непрерывных систем определять области расположения корней характеристических уравнений данных систем. При этом можно найти корни характеристического уравнения, например, только дискретной системы и определить области на плоскости W , где будут располагаться корни характеристического уравнения непрерывной системы (без необходимости находить корни характеристического уравнения данной системы).

Преодоление последствий мирового экономического кризиса для экономики Беларуси связано с ускоренной модернизацией всех отраслей народного хозяйства. Цель модернизации – выпуск новой продукции, конкурентоспособной не только на внутреннем белорусском рынке, но и, в первую очередь, на внешних товарных экспортно-сбытовых рынках.

На достижение указанной цели должны быть направлены также и основные законодательные акты, регламентирующие производственно-экономическую деятельность республиканских субъектов хозяйствования. Белорусское налоговое законодательство может существенно стимулировать заинтересованность предприятий-производителей в выпуске новой конкурентоспособной продукции посредством применения рациональной системы льгот при уплате налогоплательщиками основных налогов и налоговых отчислений в бюджет.

Так, в частности, наиболее существенными льготами по налогу на прибыль для белорусских предприятий являются льготы статьи 140 Налогового Кодекса Республики Беларусь, предусматривающей:

–100% льготирование прибыли предприятия, полученной от реализации товаров собственного производства, которые являются инновационными в соответствии с перечнем, определенным Советом Министров Республики Беларусь (далее - перечень инновационных товаров);

–льготирование прибыли организаций, полученной от реализации товаров собственного производства, которые являются высокотехнологичными в соответствии с перечнем, определяемым Советом Министров Республики Беларусь по согласованию с Президентом Республики Беларусь (далее - перечень высокотехнологичных товаров), в случае, если доля выручки, полученная от реализации таких товаров, составляет более 50 процентов общей суммы выручки, полученной от реализации товаров (работ, услуг), имущественных прав, включая доходы от предоставления в аренду (финансовую аренду (лизинг)) имущества.

Для применения вышеназванных льгот по инновационным и высокотехнологичным товарам необходимо одновременное выполнение двух условий:

–во-первых, эти товары должны быть признаны для предприятия продукцией собственного производства, т.е. должны иметь действующий на момент их реализации сертификат продукции собственного производства, выданный в установленном порядке госорганом «Белорусская торгово-промышленная палата». Предприятия обязаны вести раздельный учет объемов товаров собственного производства, произведенных в период действия сертификата продукции собственного производства;

–во-вторых, товары должны быть включены на дату их реализации в перечень инновационных товаров или перечень высокотехнологичных товаров. Включения товаров в названные перечни осуществляется Советом Министров Республики Беларусь с учетом заключения Научно-технического экспертного совета Государственного комитета по науке и технологиям РБ (НТС ГКНТ) о возможности отнесения товара к группе инновационных и (или) высокотехнологичных товаров.

Процедура отнесение товара к продукции собственного производства является для предприятия традиционной и понятной, так как базируется на устоявшихся и достаточно объективных критериях:

–изменение классификационного кода по единой Товарной номенклатуре внешнеэкономической деятельности Таможенного союза на уровне любого из первых четырех знаков, произошедшее в результате переработки (обработки);

–разница между отпускной ценой продукции производителя и ценой сырья (материалов), использованного при ее изготовлении, без учета в них налогов, определяемых в соответствии с порядком, устанавливаемым Министерством экономики, составляет не менее 30 процентов.

–В тоже время закрепленные законодательно особенности процесса включения собственной продукции в перечень инновационных и (или) перечень высокотехнологичных товаров воспринимаются предприятиями неоднозначно из-за большой доли субъективизма в методиках оценки товара экспертами ГКНТ. Поэтому возможность существенного льготирования полученной прибыли для предприятия связана с «пробиванием» положительного заключения ГКНТ и процесс этот для крупных предприятий может затянуться на полгода и более.

–Заключения НТС ГКНТ о возможности внесения продукции в соответствующий перечень выдаются предприятиям на основании рассмотрения их заявок. ГКНТ обладает исключительным правом рекомендовать Совету Министров товары инновационных и (или) высокотехнологичных групп. К экспертизе и выработке решений НТС ГКНТ привлекаются также специалисты соответствующих министерств, ведомств.

–Регламентируют процесс принятия ГКНТ соответствующих решений нормативные документы: Постановление Совета Министров РБ № 995 от 31.10.2012г. «О порядке формирования перечня инновационных товаров» (далее Постановление № 995) и Постановление Государственного комитета по науке и технологиям РБ № 12 от 18 декабря

2008г. «О порядке выдачи заключений об отнесении товаров (работ, услуг) к высокотехнологичным» (далее Постановление № 1).

Инновационный товар

Согласно Постановлению № 995 пункт 2 продукция предприятия подлежит включению в перечень инновационных товаров при соблюдении двух совокупных критериев:

а) создается с использованием способных к правовой охране результатов интеллектуальной деятельности (изобретений, полезных моделей, промышленных образцов, топологий интегральных микросхем, сортов растений, на которые в установленном порядке получены патенты (свидетельства) либо приняты решения патентного органа об их выдаче);

б) обладает более высокими технико-экономическими показателями по сравнению с другими товарами, представленными на определенном сегменте рынка, и является конкурентоспособной.

Не подлежат включению в указанный перечень товары, имеющие по сравнению с аналогами несущественные изменения внешнего вида, не улучшающие их потребительские свойства, а также несущественные технические изменения, не оказывающие влияния на параметры и потребительские свойства товаров.

Определение инновационного товара, данное статьей 21 Закона Республики Беларусь № 425-3 от 10.07.2012г. «О государственной инновационной политике и инновационной деятельности в Республике Беларусь», полностью созвучно вышеуказанным критериям - «инновационные товары – товары, созданные с использованием способных к правовой охране результатов интеллектуальной деятельности, обладающие более высокими технико-экономическими показателями по сравнению с другими товарами, представленными на определенном сегменте рынка, и являющиеся конкурентоспособными».

Если подойти к вопросу отнесения продукции к инновационной с формальной точки зрения, то в вышеизложенных оценочных критериях проявится определенная неувязка, например, в случаях модернизации или модификации машиностроительной техники.

Так при модификации машины отдельные технико-экономические показатели могут улучшиться (т.е. конкурентоспособность возросла), но патенты на конструкторско-технологические изменения, внесенные при модификации в базовую технику, не получены (что на практике встречается довольно часто). В данном случае по формальному признаку модифицированная новая машина должна быть признана инновационной, так как базовая ее модель имела необходимые патенты, и некоторые запатентованные особенности базовой модели, сохранены при создании ее модификации.

Если учесть, что патенты на базовую модель могли быть получены на стадиях ее создания, а, также, длительные сроки действия патентов – 25 лет на изобретение, 15 лет – на полезную модель и т.д., то по логике вещей говорить о такой модифицированной новой технике как инновационной не приходится, но формально модифицированная модель техники соответствует нормативным критериям отнесения товаров к инновационным.

Чтобы избежать аналогичных ситуаций, считаем необходимым доработать формулировку первого оценочного критерия Постановления № 995, изложив его следующим образом:

«...продукция подлежит включению в перечень инновационной продукции, если создается с использованием способных к правовой охране результатов интеллектуальной деятельности (изобретений, полезных моделей, промышленных образцов, топологий интегральных микросхем, сортов растений, на которые в установленном порядке, не ранее утвержденного Государственным комитетом по науке и технологиям РБ временного периода до постановки данной продукции на производство, получены патенты (свидетельства) либо приняты решения патентного органа об их выдаче)».

Исходя из моральных сроков старения отдельных видов продукции, ГКНТ должно утвердить для отраслей (в разрезе основных видов их продукции) максимальные временные периоды получения патентов (свидетельств), принимаемых к рассмотрению при экспертизе конкретной продукции отрасли на инновационность. Так, например, принципиально новые легковые машины создаются основными мировыми производителями через 5 лет, дорожные погрузчики – через 7 лет, поэтому при инновационной экспертизе ГКНТ новой модели легковой машины целесообразно рассматривать использованные при ее создании патенты не более 3-х годичной давности от момента постановки на производство новой модели машины;

для погрузчика - патенты с давностью не более 4 лет с момента постановки на производство новой модели погрузчика.

Высокотехнологичный товар

Определение термина «высокотехнологичная продукция» в нормативном законодательстве отсутствует. Исходя из перспективных задач развития Республики Беларусь, ГКНТ выделены коды ТН ВЭД (Товарная номенклатура внешнеэкономической деятельности Таможенного союза), при классификационном попадании в которые продукция может рассматриваться на соответствие уровню высокотехнологичной.

Научно-технические экспертные советы ГКНТ согласно Постановлению ГКНТ № 12 анализируют и оценивают продукцию по следующим критериям отнесения товаров к высокотехнологичным:

а) высокотехнологичность производства. Определяется в рамках группировки товара по виду экономической деятельности;

б) новизна товара. Для оценки выделяют факторные показатели – сроки (по периодам в годах) появления аналога товара в Республике Беларусь и в мире или отсутствие аналогов;

в) безотходность производства товара. Устанавливается наличием или отсутствием безвозвратных отходов при его производстве;

г) экспортоориентированность. Оценивается по объемам экспортных поставок в натуральном выражении (в процентах);

д) наукоемкость. Зависит от процента затрат на исследования и разработки (в том числе внутренних и внешних затрат; текущих затрат: на НИОКР, приобретение нематериальных активов (ноу-хау, патенты и пр.)) в общей сумме инвестиционных затрат;

е) использование интеллектуальной собственности. Устанавливается наличием или отсутствием патентов, ноу-хау и т.п.;

ж) удельная добавленная стоимость по товару (без НДС). Определяется как доля (в процентах) суммы фонда оплаты труда с налоговыми начислениями на фонд оплаты, амортизации и прибыли в объеме товарного выпуска рассматриваемой продукции;

з) использование высококвалифицированного и интеллектуального труда. Факторными показателями для оценки по данному критерию являются доли (в процентах) специалистов естественно-технического профиля с высшим образованием в общем числе работников, занятых при производстве товара, по группе ИТР и группе рабочих специальностей (наладчики станков с ЧПУ, регулировщики РЭА и т.п. высших разрядов).

По каждому из названных восьми критериев оценки товара в зависимости от диапазона отклонения фактического показателя товара по критерию от оптимального (оптимум 100 баллов) экспертами НТС ГКНТ выставаются баллы. Интегральная экспертная оценка высокотехнологичности товара определяется как сумма произведений балла, выставленного по критерию и веса критерия в интегральной оценке (суммарный вес всех критериев равен 1). Если интегральный показатель для продукции более 50% от максимально возможной величины, то она признается ГКНТ высокотехнологичной.

Следует отметить, что используемая ГКНТ методика оценки товара на высокотехнологичность не является бесспорной, так как основывается на ряде экспертных значений факторных показателей, принятых в качестве базы для сравнения и оценки (выделенные конкретные диапазоны факторных показателей и соответствующие им баллы, коэффициенты весомости критериев в интегральной оценке товара). Все это достаточно неоднозначно и вызывает закономерные вопросы, а зачастую и претензии у предприятий-производителей продукции разных отраслей.

В связи с отсутствием нормативно узаконенного определения понятия «высокотехнологичный товар» существуют разные мнения о целесообразности использования именно вышеназванных критериев, принятых ГКНТ для оценки товара по уровню высокотехнологичности.

Если проанализировать критерии оценки методики Постановления ГКНТ № 12, то очевидно, что достигнуть оптимальных значений критериев в) «безотходность производства» и ж) «удельная добавленная стоимость» проще, имея трудоемкий товар (например, программный продукт), а не материалоемкую продукцию, как, например, у машиностроительных предприятий. Для нивелирования подобного по этим критериям предлагается ввести

дополнительные диапазоны факторных показателей, повышенные для трудоемкой и сниженные для материалоемкой продукции, а существующий в критериях в) и ж) диапазонный ряд использовать для всех остальных товаров.

По критерию а) «высокотехнологичность производства» товары всех отраслей будут иметь 12 баллов из 100 при коэффициенте весомости данного критерия 0,15 за исключением: производства ядерных материалов (100 баллов), промышленных газов, газовых турбин и их частей; производства ветродвигателей, авиационной, космической техники, офисного оборудования, вычислительной техники, аппаратуры для радио, телевидения, связи, средств измерений; а также медицинской техники и фармацевтической продукции. Такой подход ГКНТ упускает главное – какого уровня технологии использовались при выпуске товара.

Технологичность производства на модернизированном предприятии изначально лучше, чем ранее существовавший уровень технологий. Поэтому, по нашему мнению, товары (кроме перечисленных выше исключений), произведенные на комплексно модернизированном предприятии, должны иметь не 12 баллов, а 24 балла. В случае, если товар произведен на модернизированной технологической линии (более 50% его трудоемкости занимает работа модернизированного оборудования, но при этом комплексная модернизация предприятия не завершена), то такой товар имеет не 12 баллов, а 18 баллов по критерию а) «высокотехнологичность производства». Для повышения баллов по названному оценочному критерию с момента модернизации предприятия или технологического оборудования должно пройти не более 5 лет. Полагаем, что такой подход будет стимулировать усилия производителей по модернизации и техпроцессов, и оборудования.

В критерии ГКНТ «использование интеллектуальной собственности» целесообразно учитывать только наличие объектов интеллектуальной собственности (патентов, ноу-хау и т.п.), с момента регистрации которых прошло не более 3-4 лет (по аналогии с критериями инновационности продукции, рассмотренными нами в данной статье в разделе «Инновационный товар».

Полагаем, что изложенные в статье предложения могут способствовать более объективному отбору инновационной и высокотехнологичной продукции белорусских субъектов хозяйствования, а, следовательно, и получению заслуженных льгот по налогу на прибыль для производителей инновационной и высокотехнологичной техники.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бесекерский В.А. Теория систем автоматического регулирования / В.А. Бесекерский, Е.П. Попов - М.: Наука, 1975 – 504 с
2. Клавдиев А.А. Теория автоматического управления в примерах и задачах. Часть I. Учебное пособие / А.А. Клавдиев – СПб: СЗТУ, 2005. - 74 с.
3. Кирьянов Д.В. Mathcad 13 / Д.В. Кирьянов - С-Пб: БХВ-Петербург, 2006. - 598 с.

УДК 669.45

Белая О.Н., Гусакова О.В., Неумержицкая Е.Ю., Шепелевич В.Г.

МИКРОСТРУКТУРА БЫСТРОЗАТВЕРДЕВШЕГО СПЛАВА

Pb – 13 МАС. % Sb

Белорусский государственный педагогический университет

Международный экологический университет им. Сахарова А.Д.

Белорусский национальный технический университет

Белорусский государственный университет

Быстрозатвердевший сплав Pb – 13 мас. % Sb охлажденный со скоростью $5 \cdot 10^5$ К/с исследовался методом рентгеноструктурного анализа и с помощью растрового микроскопа. Определено, что при сверхбыстрой закалке наблюдается макроскопическая однородность

сурьмы. Объемная доля выделений сурьмы составляет 17 %, средняя величина хорд случайных сечений равна 0,13 мкм, а удельная поверхность межфазных границ 2,3 мкм⁻¹.

В последние десятилетия активно развиваются методы получения материалов в сильно неравновесных условиях. К их числу относится и высокоскоростное затвердевание [1], которое является энерго- и ресурсосберегающим методом, позволяющим получать ленты и фольги. Последнее удобно для получения припоев толщиной в несколько десятков микрон, что важно при пайке тонких и длинных изделий, а также позволяет автоматизировать сам процесс пайки [2]. Однако быстрозатвердевшие сплавы существенно отличаются структурой, физическими свойствами и техническими параметрами от сплавов, получаемых традиционными технологиями [1 – 4]. Многие припои имеют эвтектический состав или близкий к нему, а их структура зависит от скорости охлаждения при затвердевании. В связи с этим является актуальным исследование структуры, физических свойств и термической стабильности быстрозатвердевшего эвтектического сплава Pb – 13 мас. % Sb.

Сплав Pb – 13 мас. % Sb получен сплавлением исходных компонентов, чистота которых не хуже 99,99 %, в кварцевой ампуле. Из полученного слитка использовался кусок массой ≈ 0,1 г для получения фольги. Капля расплава инжигировалась на внутреннюю полированную поверхность вращающегося медного цилиндра. Капля расплава растекалась по поверхности кристаллизатора тонким слоем и кристаллизовалась в виде фольги [3]. Скорость охлаждения расплава, как показал расчет [4], превышал 5·10⁵ К/с. Определение элементарного и фазового составов, исследование микроструктуры осуществлялось с помощью растрового электронного микроскопа LEO1455VP фирмы «Карл Цейсе», имеющего приставку рентгеноспектрального микроанализа, и рентгеноструктурного анализа на дифрактометре ДРОН-3. Текстура фольг исследовалась методом обратных полюсных фигур. Полюсная плотность дифракционных линий определялась по методу Харриса.

Длина и ширина быстрозатвердевшей фольги достигали 7 см и 1 см, соответственно. Толщина фольги изменялась в пределах от нескольких микрон до 100 мкм. Для исследования использовали фольги толщиной 30...80 мкм.

Сторона быстрозатвердевших фольг, прилегающая к кристаллизатору (А) имела поверхность, на которой наблюдались гладкие участки и области в виде раковин. Сторона фольги, контактирующая с окружающей средой (Б), имела бугристую поверхность, на которой формировались выступы и впадины.

В работе [5] проанализированы возможные механизмы образования раковин, составляющих рельеф контактной поверхности лент, полученных сверхбыстрой закалкой. Наиболее вероятным является механизм пристеночной кавитации из-за нарушения непрерывности гидродинамических характеристик течения расплава.

Экспериментальные наблюдения формы раковин показывают важную особенность их геометрии – как правило, высота раковины по нормали к поверхности диска значительно меньше ее ширины в направлении поперек ленты [5]. Это свидетельствует о наличии дополнительной стадии развития раковины, после стадии зарождения и захлопывания задней стенки. Для анализа этой стадии следует учесть, что, начиная с момента образования, раковина постепенно входит в зону затвердевания расплава. Таким образом, нижний контур раковины практически сразу фиксируется. При этом «крыша» раковины продолжает меняться, и изменение заканчивается лишь в тот момент, когда фронт затвердевания достигает уровня «крыши». Как показал расчет [5], максимальная высота раковин достигает 10 мкм.

Содержание сурьмы в фольге определялось рентгеноспектральным микроанализом. Ее концентрация в слоях, прилегающих к поверхностям А и В, равна 12,1 и 12,8 мас. % соответственно. Незначительное отличие связано с погрешностью измерения.

На дифрактограмме фольги исследуемого сплава обнаружены только дифракционные отражения свинца (111, 200, 220 и др.) и сурьмы (10 $\bar{1}$ 2, 10 $\bar{1}$ 4, 11 $\bar{2}$ 0 и др.). Таким образом, быстрозатвердевший эвтектический сплав Pb – 13 мас. % Sb является двухфазным.

Изображения поперечного сечения быстрозатвердевшей фольги и массивного образца, полученного при скорости охлаждения ~10² К/с, приведены на рисунке 1. Темные участки соответствуют сурьме, а светлые – свинцу, что подтверждает распределением интенсивность

линии $L_{\alpha 1}$ сурьмы и свинца при сканировании электронного пучка вдоль линии по поверхности фольги (рисунок 2).

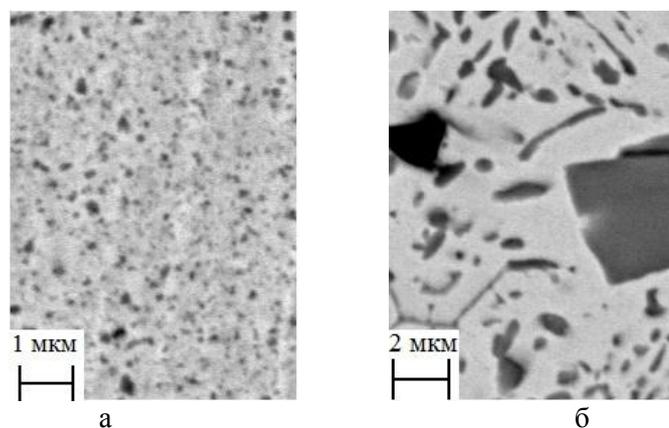


Рисунок 1 – Микроструктура поверхности фольги (а) и массивного образца (б) сплава $Pb - 13 \text{ мас. \% } Sb$

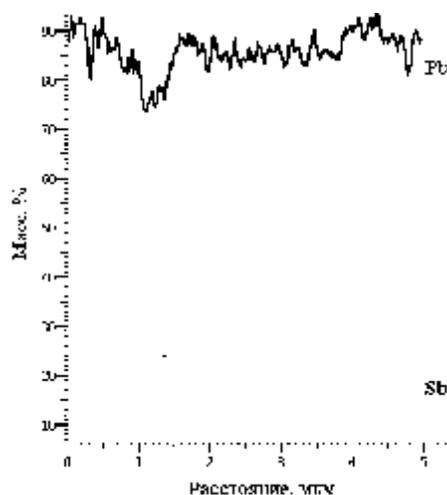


Рисунок 2 – Распределение интенсивности линии $L_{\alpha 1}$ сурьмы и свинца

Известно [6], что в интервале скоростей охлаждения $0,1 - 3 \cdot 10^3$ град/мин форма кристаллов сурьмы меняется от компактной (ромбоэдры) до разветвленной (скелетные дендриты). Применение больших скоростей охлаждения ($6 \cdot 10^3$ град/мин) приводит к тому, что топология межфазной границы кристалл – жидкость меняется от гранной к округлой; при сверхвысоких скоростях ($6 \cdot 10^4$ град/мин) образуется вырожденная эвтектическая структура, представляющая собой неупорядоченную смесь двух фаз. При малых скоростях кристаллизации первичные кристаллы сурьмы растут в виде скелетных дендритов, вытянутых в направлении перемещения фронта кристаллизации, при больших скоростях охлаждения кристаллизации кристаллы сурьмы растут в виде полиэдров. В случае сверхвысоких скоростей наблюдается макроскопическая однородность выделений сурьмы, что является несомненным плюсом при использовании данного сплава в качестве припоя.

Определены методом случайных секущих объемная доля сурьмы V_{Sb} и удельная поверхность межфазной границы S сурьма – свинец. Построены графики зависимости $V_{Sb}(x)$ и $S(x)$ от расстояния x до поверхности A фольги (рисунок 3). Изменения указанных параметров находятся в пределах погрешности их измерений, что подтверждает макроскопическую однородность распределения фаз в быстрозатвердевшем сплаве.

Распределение хорд случайных секущих, попадающих на сечения выделений сурьмы по размерным группам, представлено на рисунке 4. Доля хорд быстрозатвердевшей фольги монотонно уменьшается с увеличением номера размерной группы. Для массивного образца максимум распределения приходится на третью размерную группу от 0,2 до 0,3 мкм.

В фольгах средняя длина хорд, попадающих на выделения сурьмы $d=0,13$ мкм, а их удельная поверхность межфазных границ $S=2,3$ мкм⁻¹. Для массивного образца $d=0,34$ мкм и $S=0,85$ мкм⁻¹. Таким образом изменение скорости охлаждения от 10^2 К/с до $5 \cdot 10^5$ К/с вызывает измельчение выделений сурьмы: средняя длина хорд сечений частиц сурьмы уменьшается в 2,6 раза, а удельная поверхность межфазной границы увеличивается в 2,7 раза.

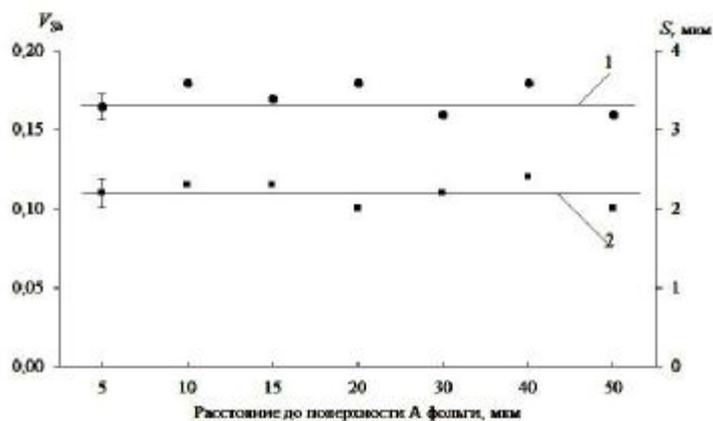


Рисунок 3 – Зависимость V_{sb} (и S (от расстояния до поверхности фольги

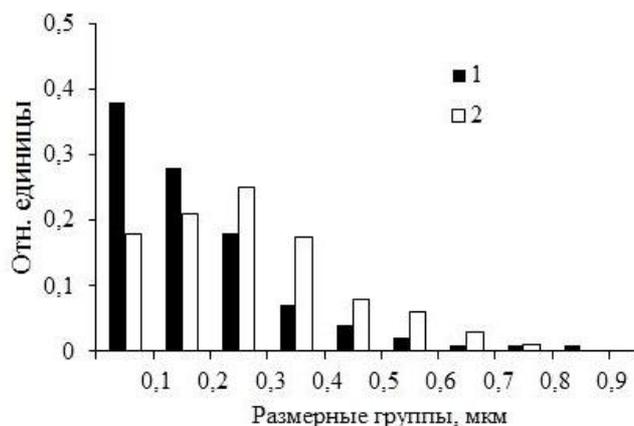


Рисунок 4 – Распределение хорд случайных секущих на сечениях выделений сурьмы для быстрозатвердевшей фольги (1) и массивного образца (2)

Формирование дисперсной структуры в эвтектических сплавах при высокоскоростной кристаллизации наблюдалось ранее в системах $Bi-Cd$, $Bi-Sn$, $Bi-In$, $Sn-Cd$ [7 – 9, 12]. Ее образование обусловлено переохлаждением жидкой фазы, которое может достигать нескольких десятков градусов при скорости охлаждения 10^5 К/с [3]. Известно [10], что жидкий эвтектический расплав, охлажденный ниже эвтектической температуры, является пересыщенным обоими компонентами. Зависимость свободной энергии пересыщенного жидкого раствора от состава имеет W -образный вид [11]. В нем в результате огромного количества небольших флуктуаций происходит распад, при котором образуются дисперсные области, обогащенные сурьмой или свинцом. В них происходит высокоскоростная кристаллизация, приводящая к формированию дисперсных выделений сурьмы в свинце.

Рассчитаны полюсные плотности сплава $Pb - 13$ мас. % Sb для свинца и сурьмы в исходном состоянии, а также при термической обработке (таблицы 1).

Таблица 1 - Полюсные плотности дифракционных линий свинца (поверхность А)

Дифр. линии	Исх. состояние	110 °С / 30 мин	130 °С / 30 мин	170 °С / 30 мин	235 °С / 30 мин
111	1,8	2,4	2,6	2,8	3,5
200	2,6	2,3	2,1	1,9	1,4
220	0,5	0,3	0,3	0,3	0,3
311	0,7	0,5	0,5	0,5	0,4
331	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
420	0,2	0,2	0,2	0,2	0,1

Таблица 2 - Полюсные плотности дифракционных линий сурьмы (поверхность А)

Дифр. линии	Исх. состояние	110 °С / 30 мин	130 °С / 30 мин	170 °С / 30 мин	235 °С / 30 мин
10 $\bar{1}$ 2	1,4	1,5	1,3	1,2	1,5
10 $\bar{1}$ 4	0,6	0,9	1,1	1,2	1,5
11 $\bar{2}$ 0	0,5	0,9	0,7	0,6	0,6
20 $\bar{2}$ 2	1,8	2,2	2,1	1,8	2,0
21 $\bar{3}$ 2	0,5	0,2	0,6	0,2	0,4
0009	1,3	0,3	0,0	0,0	0,0

Наибольшее значение полюсной плотности для свинца (таблица 1) принадлежат дифракционным линиям 111 и 200. То есть в фольгах исследуемой фазы формируется текстура (11+(200)). При этом текстура более сильно выражена со стороны фольга А, прилегающей к поверхности кристаллизатора, чем к свободной поверхности В. Термическая обработка приводит в ослаблению текстуры (200) и усилению текстуры (11).

Наибольшее значение полюсной плотности для сурьмы (таблица 2) принадлежат дифракционным линиям 10 $\bar{1}$ 2 и 20 $\bar{2}$ 2. То есть в фольгах исследуемой фазы формируется текстура (10 $\bar{1}$ 2 + 20 $\bar{2}$ 2). При этом текстура более сильно выражена со стороны фольга А, прилегающей к поверхности кристаллизатора, чем к свободной поверхности В. Термическая обработка не приводит к существенному изменению текстуры.

Формирование текстуры наблюдалось и в полученных в аналогичных условиях быстрозатвердевших фольгах алюминия, свинца и цинка [13 – 15]. Указанные металлы имеют различные кристаллические решетки, однако текстура в них определяется наиболее плотноупакованными плоскостями, имеющими наибольшие межплоскостные расстояния.

Таким образом, при высокоскоростной кристаллизации эвтектического сплава *Pb* – 13 мас. % *Sb* происходит образование дисперсных округлых выделений сурьмы, распределенных макроскопически однородно в фольге сплава. Объемная доля выделений сурьмы составляет 17 %, средняя величина хорд случайных сечений равна 0,13 мкм, а удельная поверхность межфазных границ 2,3 мкм⁻¹.

ЛИТЕРАТУРА

1. Высокоскоростное затвердевание расплавов (теория, технология и материалы) / В.А. Васильев, Б.С. Митин, И.Н. Пашков, Н.М. Серов, А.А. Скуридин, А.А. Лукин, В.Б. Яковлев. – М.: «СП ИНТЕРМЕТ ИНЖИНИРИНГ», 1998. – 400 с.
2. Пашков, И.Н. Разработка процессов получения и применения сплавов припоев в дисперсионном состоянии с микрокристаллической или аморфной структурой // И.Н. Пашков, М.В. Пикунов, С.А. Таволжский, А.И. Пашков // Металлург. – 2010. – № 6. – С. 43 – 45.
3. Мирошниченко, И.С. Закалка из жидкого состояния / И.С. Мирошниченко. – М.: Металлургия, 1982. – 168 с.
4. Ван, Цзинце. Быстрозатвердевшие фольги индия / Ван Цзинце, В.Г. Шепелевич. – Минск: РИВШ, 2011. – 172 с.

5. Золотарев С.Н., Шумаков А.Н. Рельеф контактной поверхности быстрозакаленных лент // Физика металлов и металловедение. - Т. 64, вып. 2. - 1987. - С. 349- 357.
6. Салли, И.В. Влияние условий охлаждения на структурообразование в сплавах свинец – сурьма / И.В. Салли, В.З. Долинская, Л.В. Самойленко // Физика металлов и металловедение. – 1974. – Т. 38, № 1. – С. 132 – 138.
7. Шепелевич, В.Г. Структура, свойства и стабильность быстрозатвердевшей эвтектики $\text{Bi} - 40 \text{ мас. \% Cd}$ / В.Г. Шепелевич // Материаловедение. – 2013, № 10. – С. 26 – 30.
8. Шепелевич, В.Г. Микроструктура и микротвердость фольг быстрозатвердевшего эвтектического сплава $\text{In} - 56 \text{ ат. \% Bi}$ / В.Г. Шепелевич, Л.П. Щербаченко // Физика и химия обработки материалов. – 2014, № 4. – С. 52 – 57.
9. Шепелевич, В.Г. Микроструктура и свойства быстрозатвердевшей фольги сплава $\text{Sn} - 58 \text{ ат. \% Bi}$ / В.Г. Шепелевич, О.В. Гусакова, Л.П. Щербаченко // Неорганические материалы. – 2013. – Т. 49, № 7. – С. 709 – 713.
10. Таран, Ю.М. Структура эвтектических сплавов / Ю.М. Таран, В.И. Мазур. – М.: Металлургия, 1978. – 312 с.
11. Глазов, В.М. Химическая термодинамика и фазовые равновесия / В.М. Глазов, Л.М. Павлова. – М.: Металлургия, 1998. – 560 с.
12. Гусакова, О.В. Распад пересыщенного твердого раствора в быстрозатвердевшей фольге сплава олово – кадмий / О.В. Гусакова, В.Г. Шепелевич // Физика металлов и металловедение. – 2014. – Т. 115, № 2. – С. 143 – 148.
13. Лозенко, В.В. Зёрненная и субзёрненная структура быстрозатвердевших фольг цинка и сплавов на его основе / В.В. Лозенко, В.Г. Шепелевич // Неорганические материалы. – 2007. – Т. 43, № 1. – С. 1–5.
14. Шахрай, О.Н. Текстура быстрозатвердевших фольг свинца и его сплавов / О.Н. Шахрай, В.Г. Шепелевич // Весці Нацыянальнай Акадэміі навук Беларусі. Серія фізіка-тэхнічных навук. – 2004. – № 3. – С. 32–34.
15. Неумержицкая, Е.Ю. Структура, свойства и термическая стабильность быстрозатвердевших фольг сплавов алюминия с хромом, никелем и марганцем / Е.Ю. Неумержицкая, В.Г. Шепелевич // Перспективные материалы. – 2005. – № 4. – С. 69–73.

УДК 681.5.09

Гулай А.В., Зайцев В.М.

**ФОРМИРОВАНИЕ СЕНСОРНЫХ ОБРАЗОВ ОБЪЕКТА УПРАВЛЕНИЯ
ПРИ ФУНКЦИОНИРОВАНИИ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ
МЕХАТРОННОЙ СИСТЕМЫ**

Белорусский национальный технический университет

Проанализированы основные принципы формирования информационных сенсорных образов объекта управления в процессе функционирования интеллектуальной мехатронной системы. Создание сенсорных образов производится путем дистанционного отображения текущих состояний физических объектов и явлений в базе данных мехатронной системы на основе информационного потока результатов сенсорного контроля. Получено общее условие целесообразности группирования и упаковки параметров информационного образа в телемеханические транзакции исходя из минимума затрат канального ресурса мехатронной системы. Проанализирована проблема достоверной передачи транзакций по телеметрическим и телематическим каналам интеллектуальной мехатронной системы. Приведен вариант возможного построения структуры логических отношений для параметров сенсорного образа объекта управления в базе данных интеллектуальной мехатронной системы.

Введение

Общая схема функционирования интеллектуальных мехатронных систем предусматривает реализацию типовых циклов адаптивного управления, каждый из которых содержит одну из основных фаз — сбор, обработку, накопление или обновление в системе параметров текущего состояния физических объектов и явлений [1]. Асинхронное формирование сенсорными источниками информационных образов объекта управления с

необходимым темпом оцифровки сопровождается процедурами выработки в органе управления требуемых управляющих воздействий и соответствующих им команд и сигналов, а также обработкой этих команд с помощью исполнительных механизмов. Информационный сенсорный образ представляет собой достаточно четко очерченный объем параметров объекта контроля; создается данный образ путем агрегирования как количественных, так и качественных признаков [2].

Основным свойством сенсорного образа является его информационная целостность, отображающая специфическую целостность контролируемого объекта [3, 4]. Представление информационной целостности важно в анализе систем управления сложными объектами, причем как в анализе цепи физического контроля, так и контура использования экспертных оценок [5]. С одной стороны, чем полнее приборный учет физических параметров и машинный анализ состояния объекта, тем точнее процесс автоматического управления. С другой стороны, при восприятии и анализе оператором или диспетчером сенсорной информации у него не должно оставаться сомнений в том, что учтены все параметры системы, отображающие ее текущее состояние и предвосхищающие возможное развитие опасных ситуаций. Можно сказать, в свойстве целостности информационного образа отражается полнота представления необходимой для эффективного управления информации об объекте контроля.

Формирование информационных потоков и сенсорных образов в интеллектуальной мехатронной системе

Мехатронные системы, как правило, имеют строгую функциональную ориентацию, при этом на этапе проектирования заранее предусматривается их работа с фиксированными наборами физических объектов определенных типов $O_i = \{O_{ij}\}$; $i = 1, 2, \dots, n$; $j = 1, 2, \dots, m_i$; O_{ij} — j -й экземпляр объекта типа i . При проектировании мехатронных систем производится также учет факторов воздействия наиболее существенных внешних явлений $\{Ek\}$; $k = 1, 2, \dots, b$. Логическая правильность процессов функционирования мехатронной системы в значительной мере определяется корректностью выработки управляющих воздействий и, следовательно, полнотой и своевременностью обновления сенсорных образов в базе органа управления по результатам периодического отбора необходимых сведений из информационного потока результатов сенсорного контроля. Общая схема сенсорного контроля и формирования информационных образов в процессе функционирования интеллектуальной мехатронной системы представлена на рис. 1.

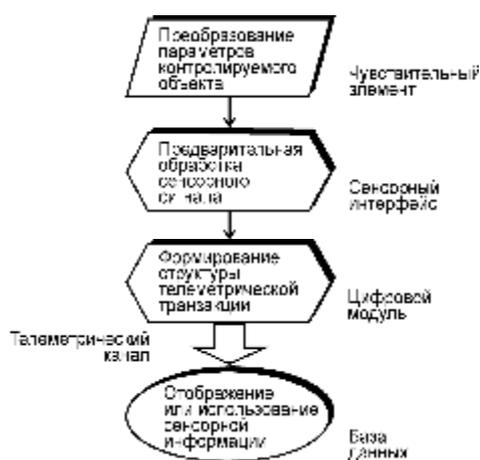


Рисунок 1 – Схема сенсорного контроля параметров объекта управления в интеллектуальной мехатронной системе

Информационный поток результатов сенсорного контроля образуется совокупностью транзакций, включающих значения контролируемых параметров $\{X_{ijq}\}$; $q = 1, 2, \dots, r_i$, получаемых органом управления по каждому из экземпляров O_{ij} объектов i -го типа O_i . Транзакции содержат также значения параметров $\{Z_{ks}\}$; $s = 1, 2, \dots, dk$ для всех учитываемых в

системе внешних явлений k -го типа Ek . По отношению к органу управления этот информационный поток является восходящим. Каждый объект i -го типа характеризуется кардинальным числом m_i и доменарным числом n_i . Кардинальное число определяет количество экземпляров объекта O_i , функционирующих в мехатронной системе. Доменарное число характеризует объем сенсорного образа в виде количества физических или иных свойств объектов этого типа, которые оцениваются соответствующими параметрами и используются в процессах управления. В органе управления внешние явления представляются единичными экземплярами, имеющими доменарные числа d_k .

Информационный поток сигналов и команд управления, в свою очередь, образуется совокупностью векторов, равных значениям параметров $\{Y_{\alpha\beta}\}$, где $\alpha = 1, 2, \dots, A$ — системный номер исполнительного механизма; $\beta = 1, 2, \dots, B$ — возможные значения сигналов или команд управления. По отношению к органу управления этот информационный поток рассматривается как нисходящий.

С целью рационального использования канальных и вычислительных ресурсов системы целесообразно параметры объектов и явлений, а также параметры сигналов и команд управления для транспортировки и последующей обработки группировать и упаковывать в унифицированные телеметрические и телематические (телемеханические) транзакции. Причем в пределах одной транзакции, как правило, размещаются параметры, относящиеся к одному объекту или явлению. Логическая структура транзакций при распаковке в каждом интеллектуальном компоненте системы должна обеспечивать атомарное выделение отдельных параметров на смысловоразличительном уровне.

Структура телеметрических и телематических транзакций интеллектуальной мехатронной системы может формироваться следующим образом. Служебный заголовок транзакции — это блок данных, который имеет ограниченное количество логических полей и в общем случае предполагает введение в заголовок идентификационных и адресных атрибутов для работы в трактах передачи информации мехатронной системы. В системах повышенной ответственности в транзакцию может дополнительно вводиться код имитозащиты для предотвращения неконтролируемой подмены транзакций или для защиты компонентов от принудительного ложного навязывания информации [6]. В теле транзакции для однозначного представления информации о каждом отдельном параметре достаточно применения блоков данных, в которые входят три логических поля, при этом требуется предварительное введение в компоненты системы общего справочника допустимых типов параметров.

Процессы формирования телеметрических транзакций и упаковки в них параметров обеспечиваются программными средствами контроллеров, которые непосредственно связаны с сенсорным оборудованием и воспринимают результаты контроля. Процессы преобразования телеметрических транзакций и распаковки параметров (результатов контроля — сенсорных образов) обеспечиваются программными средствами органа управления, а преобразование телематических транзакций и распаковка параметров, сформированных органом управления, возлагается на контроллеры, которые либо непосредственно, либо через силовые преобразователи связаны с исполнительными механизмами системы.

Группирование параметров информационных образов в телеметрические транзакции мехатронной системы

Состав параметров в пределах одной телеметрической транзакции и темп их поступления в орган управления не могут выбираться произвольно; группирование параметров прямым образом влияет на интенсивность потока сенсорных образов. Допустим, что изменения во времени сигнала $X_{ij}(t)$ для всех экземпляров O_{ij} объекта O_i и граница $F_{nij\gamma}$ Найквиста — Котельникова его частотного спектра близки к соответствующим параметрам сигнала $X_{ij\delta}(t)$, в том числе к его частотной границе $F_{nij\delta}$. В этом случае для группы сигналов $X_{ij\gamma}(t)$ и $X_{ij\delta}(t)$ может быть выбрана общая частота измерения и передачи параметров данных сигналов в орган управления с упаковкой в одну транзакцию:

$$\varphi_{ij} \geq F_{nij\gamma} \approx F_{nij\delta} \quad (1)$$

Если граничные значения частот $F_{nij\gamma}$ и $F_{nij\delta}$ существенно различаются, то выбор общей частоты φ_{ij} должен удовлетворять следующим очевидным условиям:

$$\varphi_{ij} \geq F_{nij\gamma}, \text{ если } F_{nij\gamma} \geq F_{nij\delta} \varphi_{ij}; \varphi_{ij} \geq F_{nij\delta}, \text{ если } F_{nij\delta} \geq F_{nij\gamma}. \quad (2)$$

Причем в первом случае по каналу будут избыточно передаваться значения сигнала $X_{ij\delta}$, в которых нет столь частой информационной потребности, а во втором случае — значения сигнала $X_{ij\gamma}$.

Целесообразно проанализировать также условие рационального объединения параметров информационных образов в одну транзакцию. Обозначим с помощью $Q_{ЗАГЛ}$ объем в битах служебного заголовка транзакции, а с помощью $Q_{ПАР}$ — объем в битах полей представления в транзакции одного параметра. Рассмотрим некоторый интервал времени T . При формировании группы из G параметров и упаковки их в одну транзакцию по каналу подлежит передача информации объемом:

$$Q_1(T) = 2T\varphi_{ij} [Q_{ЗАГЛ} + GQ_{ПАР}], \quad (3)$$

где φ_{ij} — общая граничная частота для параметров группы. Если добавить в группу некоторый параметр с граничной частотой $F_{ij\gamma}$, то $Q_1(T)$ будет иметь следующий вид:

$$Q_1(T) = 2T\varphi_{ij} [Q_{ЗАГЛ} + (G + 1)Q_{ПАР}]. \quad (4)$$

При упаковке нового параметра в самостоятельную транзакцию по каналу подлежит передача информации объемом:

$$Q_2(T) = 2T\varphi_{ij} [Q_{ЗАГЛ} + GQ_{ПАР}] + 2TF_{ij\gamma} [Q_{ЗАГЛ} + Q_{ПАР}]. \quad (5)$$

При соотношении объемов $Q_1(T) \leq Q_2(T)$ упаковка параметров в одну транзакцию дает уменьшение или, по крайней мере, не увеличение затрат канального ресурса, а при соотношении объемов $Q_1(T) \geq Q_2(T)$ упаковка параметров в одну транзакцию приводит к увеличению затрат канального ресурса. Таким образом, упаковка обеспечивает сокращение объема информации, если выполняется следующее условие:

$$2T\varphi_{ij} [Q_{ЗАГЛ} + (G + 1)Q_{ПАР}] \leq 2T\varphi_{ij} [Q_{ЗАГЛ} + GQ_{ПАР}] + 2TF_{ij\gamma} [Q_{ЗАГЛ} + Q_{ПАР}]. \quad (6)$$

Преобразование неравенства (6) позволяет получить общее условие целесообразности группирования и упаковки параметров объектов и явлений в транзакции исходя из минимума затрат канального ресурса:

$$\varphi_{ij} Q_{ПАР} \leq F_{ij\gamma} [Q_{ЗАГЛ} + Q_{ПАР}] \text{ или } \varphi_{ij} / F_{ij\gamma} \leq Q_{ЗАГЛ} / Q_{ПАР} + 1. \quad (7)$$

При большом разбросе граничных частот произвольное объединение групп параметров в одну транзакцию сопровождается таким негативным явлением как увеличение информационной нагрузки на канал. При этом не достигается сколь-нибудь значимое повышение качества выполнения первой фазы цикла управления — сбора и обработки в системе параметров текущего состояния физических объектов. В то же время упаковка в одну транзакцию параметров даже с близкими граничными частотами свыше некоторого рационального предела приводит к возрастанию объема транзакции, ухудшению условий транспортировки транзакции по каналу и, как следствие, к снижению достоверности передаваемой информации. В связи с этим необходим поиск компромиссных решений, а процесс планирования параметрического состава различных транзакций следует выделить в самостоятельный этап системного проектирования.

В результате должны быть построены варианты заполнения транзакций параметрами. Распределения параметров по транзакциям будут носить явно выраженный модальный характер, при этом среднее значение ρ и среднеквадратическое отклонение σ_ρ количества параметров в одной транзакции определяют границы $(\rho - 2\sigma_\rho, \rho + 2\sigma_\rho)$ области их 93–97%

рассеивания [7]. Возможные технические решения требуют предварительного формирования надежной расчетной базы доказательств, моделирования и системного анализа.

Достоверность передачи сенсорных образов по каналам интеллектуальной мехатронной системы

В зависимости от ответственности мехатронной системы определяется допустимый уровень снижения полноты сбора, обработки, накопления или обновления информации, при котором в органе управления могут быть корректно выработаны требуемые управляющие воздействия и соответствующие им команды и сигналы [8]. Фактически устанавливается возможный уровень уменьшения объема сенсорных образов, при котором обеспечивается эффективное функционирование интеллектуальной мехатронной системы. Предположим, что в системе в циклах управления необходима организация сбора, обработки, накопления или обновления N текущих параметров объектов и явлений (составляющих сенсорного образа). Значение N определяется составом объектов и явлений, кардинальными и доменарными числами:

$$N = \sum_{i=1}^n m_i r_i + \sum_{k=1}^b d_k \quad (8)$$

Допустимый уровень снижения полноты ϵ и доверительная вероятность $P_{\text{ДОВ}}$ определяют тот факт, что в каждом цикле управления реализуются сбор, обработка, накопление или обновление сведений не менее, чем для $N - \mu$ параметров, где $\mu = A_{nt}(\epsilon N)$; A_{nt} — целочисленная функция Антье. Если P_0 — вероятность обеспечения средствами системы сбора, обработки, накопления или обновления информации об одном параметре, то для достижения требуемой полноты $N - \mu$ и доверительной вероятности $P_{\text{ДОВ}}$ должно выполняться неравенство:

$$P_0^N + C_N^1 (1 - P_0) P_0^{N-1} + C_N^2 (1 - P_0)^2 P_0^{N-2} + \dots + C_N^\mu (1 - P_0)^\mu P_0^{N-\mu} \geq P_{\text{ДОВ}}, \quad (9)$$

$$C_N^\mu = N(N-1)(N-2)\dots(N-\mu+1)/\mu!. \quad (10)$$

Нижняя граница вероятности P_0 является положительным вещественным корнем базового алгебраического уравнения (9), которое принимает в данном случае вид равенства. В расчетах необходимо применять нечетное значение N , в качестве которого следует непосредственно выбирать либо исходное значение N , если оно нечетное, либо $N + 1$ при четном исходном значении N . С учетом отрицательного свободного члена уравнения (9) гарантируется наличие хотя бы одного положительного вещественного корня. При высоких значениях N прямое решение данного уравнения крайне затруднено. Для нахождения нижней границы вероятности P_0 следует проводить изоляцию корня на интервале $(0,8; 1,0]$, после чего с помощью итерационного метода Ньютона и половинного деления интервала рассчитывать с требуемой точностью искомое значение P_0 .

Расчетное значение вероятности P_0 позволяет оценить нижнюю и верхнюю границы важнейшего системного показателя — вероятности достоверной передачи одного блока транзакции $P_{\text{ДБЛ}}$. Он количественно оценивает тот факт, что в каждом блоке транзакции либо не содержатся искаженные биты, обусловленные воздействиями негативных факторов на процессы передачи информации по каналу, либо количество искаженных бит не превышает допустимое значение. Данный показатель применяется для обоснованного выбора схемы и методов помехоустойчивого кодирования информации в транзакциях.

Вероятность достоверной передачи транзакции по каналу $P_{\text{ДТ}}$ расщепляется на две мультипликативные составляющие — на вероятность достоверной передачи блока заголовка транзакции $P_{\text{ДЗАГЛ}}$ и на вероятность достоверной передачи параметрических блоков в среднем для ρ параметров при значении этой составляющей в расчете на один параметр транзакции $P_{\text{ДПАР}}$:

$$P_{\text{ДТ}} = P_{\text{ДЗАГЛ}} P_{\text{ДПАР}}^\rho \quad (11)$$

При заданных коэффициентах готовности сенсорного оборудования $K_{ГС}$, канального оборудования $K_{ГК}$ и вычислительного оборудования $K_{ГВ}$ в мехатронной системе требуется соблюдение условия обеспечения расчетной вероятности P_0 при любых значениях ρ :

$$K_{ГС} K_{ГК} K_{ГВ} P_{ДТ} \geq P_0, \quad (12)$$

$$K_{ГС} K_{ГК} K_{ГВ} P_{ДЗАГЛ} P_{ДПАР}^p \geq P_0. \quad (13)$$

При этом в мехатронной системе необходимо использование технического оборудования с высокими показателями надежности, при которых выполняется следующее условие:

$$K_{ГС} K_{ГК} K_{ГВ} \geq P_0, \quad (14)$$

значение вероятности $P_{ДТ} \geq P_0$ имеет смысл и может быть определено.

Блочная модель помехоустойчивого кодирования обеспечивает выбор таких скоростей избыточного кода, при которых $P_{ДЗАГЛ} \sim P_{ДПАР} = P_{ДБЛ}$, где $P_{ДБЛ}$ — требуемая вероятность достоверной передачи блоков транзакции. В этом случае

$$P_{ДЗАГЛ} \approx P_{ДПАР} \approx P_{ДБЛ} \geq [P_0 / (K_{ГС} K_{ГК} K_{ГВ})]^{1/(\rho+1)}. \quad (15)$$

Последнее соотношение позволяет оценить нижнюю и верхнюю границы требуемой вероятности достоверной передачи блоков транзакции $P_{ДБЛ}$:

$$Inf P_{ДБЛ} = [P_0 / (K_{ГС} K_{ГК} K_{ГВ})]^{1/(\rho+2\sigma_p+1)}, \quad (16)$$

$$Sup P_{ДБЛ} = [P_0 / (K_{ГС} K_{ГК} K_{ГВ})]^{1/(\rho-2\sigma_p+1)}. \quad (17)$$

На рис. 2 представлены зависимости вида $P_0[\varepsilon, N, P_{ДОВ}]$, полученные в результате решения базового уравнения, а также значения вероятностей $P_{ДТ} = P_0 / (K_{ГС} K_{ГК} K_{ГВ})$ достоверной передачи транзакций при $K_{ГС} = K_{ГК} = K_{ГВ} = 0,98$. Здесь приведены также пары границ ($Inf P_{ДБЛ}$; $Sup P_{ДБЛ}$) достоверной передачи блоков транзакций для обеспечения необходимых вероятностей P_0 при $\rho = 5$; $\sigma_p = 1,5$; $K_{ГС} = K_{ГК} = K_{ГВ} = 0,98$. Как следует из результатов численного анализа, определяющее значение имеют параметры надежности компонентов мехатронной системы, общее количество параметров объектов и явлений, которые подлежат сбору, обработке, накоплению или обновлению, а также допустимые уровни снижения полноты в абсолютном выражении.

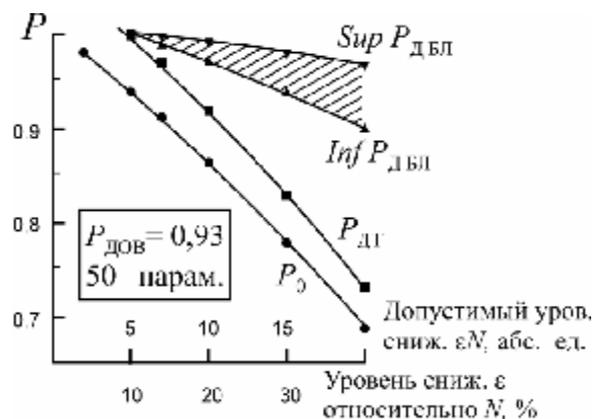


Рисунок 2 – Зависимость вероятностей P_0 , $P_{ДТ}$, $Inf P_{ДБЛ}$ и $Sup P_{ДБЛ}$ достоверной передачи информации от уровня снижения ее полноты

Даже при крайне высоких значениях коэффициентов готовности $K_{ГС} = K_{ГК} = K_{ГВ} = 0,98$ верхние границы $Sup P_{ДБЛ}$ вероятности достоверной передачи блоков транзакций не могут быть рационально определены и технически обеспечены, если допустимый уровень $\mu \leq 5-7$. При

этом нижние границы $\text{Inf}P_{\text{ДБЛ}}$ вероятности достоверной передачи блоков транзакций должны составлять 0,999. Это крайне жесткие условия, особенно при достаточно высоких темпах поступления результатов сенсорных измерений. Получение таких значений для коэффициентов $K_{ГС}$, $K_{ГК}$, $K_{ГВ}$ и для вероятности $P_{\text{ДБЛ}}$ является сложной технической проблемой, без решения которой невозможно обеспечить эффективное управление мехатронной системой.

Структура информационных образов в базе данных интеллектуальной мехатронной системы

Для хранения текущих значений параметров в вычислительных средствах органа управления наиболее простым и достаточно эффективным техническим решением является применение реляционной модели представления логической структуры информационных образов в базе данных [9]. На рис. 3 показан вариант возможного построения структуры логических отношений для параметров информационных образов объектов $\{O_i\}$. Построение структуры логических отношений для параметров явлений $\{E_k\}$ может быть выполнено аналогичным образом, разумеется, с учетом того, что в данном случае имеется единичный кортеж отношения E_k (кардинальное число $m_k = 1$). Для правильной организации поступления значений параметров сенсорных образов в базу данных органа управления логические структуры компонентов базы и структуры транзакций должны обладать свойством однозначного взаимного отображения.

Наилучший эффект по скорости поиска и отбора кортежей в базе данных при выполнении операций накопления или обновления значений параметров может быть достигнут при использовании в качестве ключей идентификаторов типов объектов и кортежей обычных числовых кодов, а не символьных комбинаций. Кроме того, целесообразно представление отдельных кортежей в виде физических записей, а также использование справочника допустимых типов и форматов параметров. Это, по сути, означает предельное совмещение логической структуры базы данных с ее физической структурой [9].

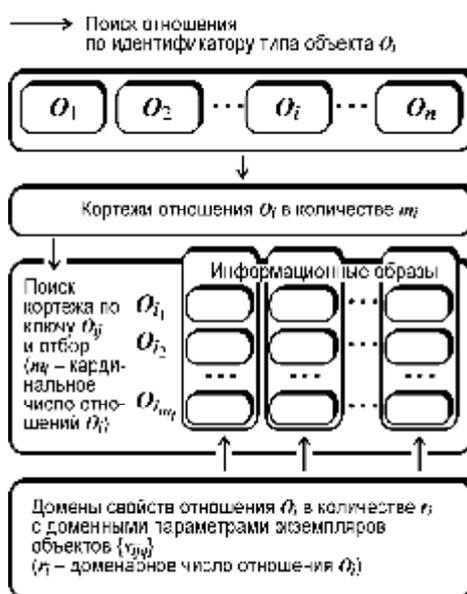


Рисунок 2 – Структура логических отношений для параметров информационных образов в базе данных мехатронной системы

Следует отметить, что практика построения интеллектуальных мехатронных систем показала несостоятельность подхода к организации хранения в вычислительном оборудовании на постоянной основе различного рода нормативных данных, констант преобразования и пересчета. Более целесообразно присвоение этим видам информации условно-постоянного статуса, построение в базе данных специальных унарных отношений с доменными числами $d = 1$ для хранения указанных сведений и предоставление возможности дистанционного изменения значений с помощью транзакций-предписаний в технологическом режиме. При

расчетах значения N количество этих параметров не учитывается в связи с крайне низкой частотой их возможного обновления.

Литература

1. Федотов, А. В. Использование методов теории автоматического управления при разработке мехатронных систем / А. В. Федотов. — Омск: Из-во ОмГТУ, 2007. — 385 с.
2. Gulay, A. Environmental monitoring with the use of vita «subjective touch system» / A. Gulay, V. Gulay // Scientific enquiry in the contemporary world: theoretical basics and innovative approach. 3rd edition. Vol. 1. Natural sciences. Technical sciences. — San Francisco: B&M Publishing, 2014. — P. 41-47.
3. Колешко, В. М. Термодинамическая модель функционирования интеллектуальной сенсорной системы / В. М. Колешко, А. В. Гулай, В. А. Гулай // Наука и техника. — 2012. — № 1. — С. 40-47.
4. Колешко, В. М. Синтез сенсорных и интеллектуальных технологий в научном познании / В. М. Колешко, А. В. Гулай, В. А. Гулай // Высшая школа. — 2011. — №2. — С. 53-57.
5. Гулай, А. В. Экспертная логико-вероятностная модель интеллектуальной системы управления / А. В. Гулай, В. М. Зайцев // Наука и техника. — 2014. — № 1. — С. 30-37.
6. Харин, Ю. С. Математические и компьютерные основы криптологии / Ю. С. Харин, В. И. Берник, Г. В. Матвеев, С. В. Агиевич — Минск: Новое знание, 2003. — 382 с.
7. Вентцель, Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель — М.: Наука, 1969. — 576 с.
8. Кларк, Д. Кодирование с исправлением ошибок в системах цифровой связи / Д. Кларк, Д. Клейн. — М.: Радио и связь, 1987. — 392 с.
9. Мартин, Д. Организация баз данных / Д. Мартин. — М.: Мир, 1980. — 662 с.

УДК 674. 023

Дечко Э.М. 1, Густяков П.В., Сизов С.В., Маркевич Ю.Р.

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ЛЕНТОЧНОМ ПИЛЕНИИ

Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь

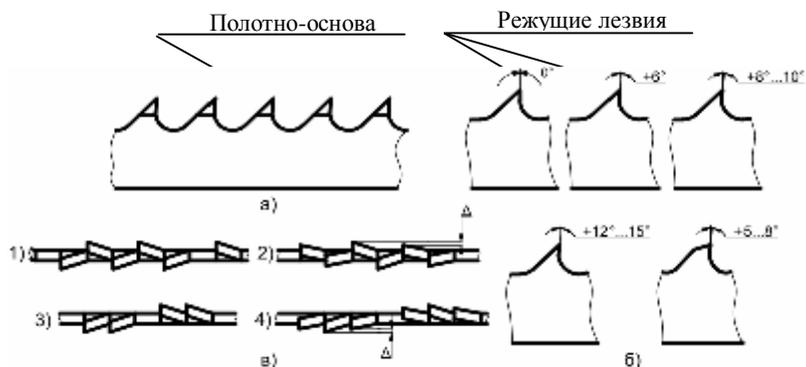
ООО «ВИ_МЕНС», Минск, Республика Беларусь

Ленточные пилы в процессе резания испытывают различные деформации и температуры. Результаты исследований могут быть использованы для снижения себестоимости и увеличения производительности при ленточном пилении.

Ленточные пилы биметаллические, твердосплавные, из высокоуглеродистых сталей, алмазные, фирм WIKUS, AMADA, LENOX, ВАНСО и др., применяемые в различных отраслях промышленности, отличаются конструктивными и геометрическими параметрами и областью применения [1,2,3].

Биметаллические пилы состоят из полотна-основы упругой рессорно-пружинной стали (аналог – 45ХГНМФА) и зубьев с режущими лезвиями из быстрорежущей стали (10P2M10K8 или 12P10M4K10; HRC = 67...70), рис.1, а). [2,3].

Область применения ленточных пил данного типа определяет, соответственно, формы зубьев; величины переднего угла – $\gamma = 0...+15^0$; вид разводки; форму стружечных канавок, рис. 1, б). Отклонения зуба при разводке для различных типов пил составляет $\Delta = 0,3 \dots 0,5$ мм, рис. 1, в).



а) биметаллическое ленточное полотно; б) типы передних углов;
в) типы разводок зубьев 1,3 - стандартная, 2 - групповая, 4 - волна

Рисунок 1 – Конструктивные элементы биметаллической ленточной пилы

Обработку биметаллическими ленточными пилами возможно рассматривать, как свободное резание, где каждый зуб имеет одну главную режущую кромку с минимальным углом λ . Величины переднего угла и тип разводки влияют на условия работы зубьев ленточного полотна. Режущие лезвия $h_1-h_2-h_3$ разведенных зубьев в процессе резания подвергаются переменным нагрузкам. Зуб, разведенный вправо, режет частью режущей кромки шириной BC , разведенный влево – AB , прямой зуб режет шириной h_1 , рис. 2

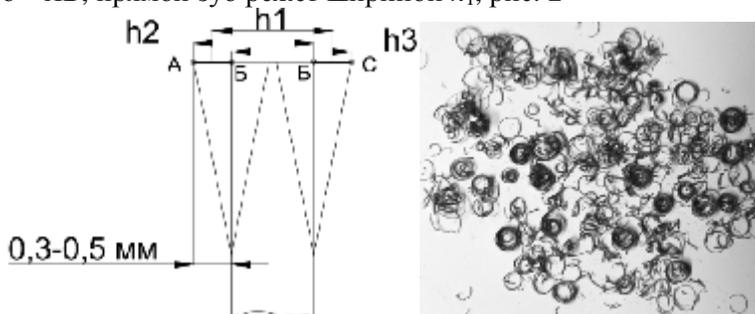
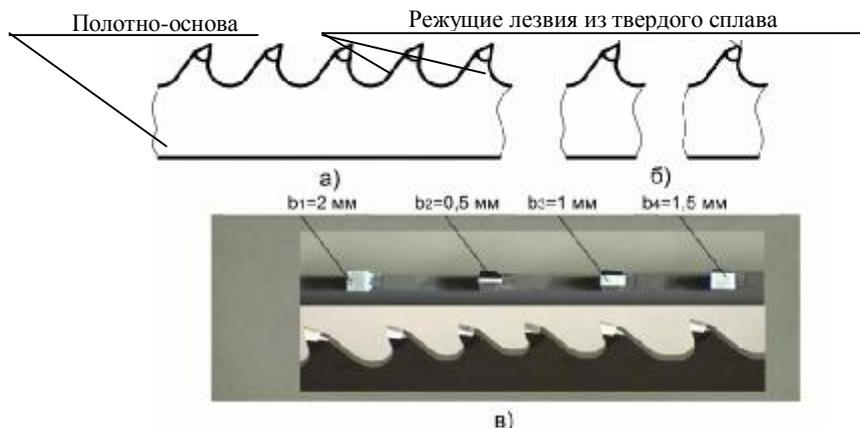


Рисунок 2 – Участки режущих лезвий h_1, h_2, h_3 и стружка

Форма стружки, на оптимальных режимах резания имеет спиралеобразный вид из 2-3 витков серебристого цвета.

Твердосплавная ленточная пила состоит из полотна-основы и зубьев с приваренными твердосплавными элементами, заточенными по групповой схеме резания, рис. 3. Твердость режущих кромок пил 1600 – 1700HV, а при использовании износостойких покрытий – 3800HV.



а) твердосплавная ленточная пила; б) типы передних углов;
в) типовая схема заточки зубьев

Рисунок 3 – Конструктивные элементы твердосплавной ленточной пилы

Практически все твердосплавные ленточные пилы изготавливают с групповой схемой резания. Зубья затачиваются по боковым поверхностям, образуя главное и два вспомогательных режущих лезвия. Как правило, группа состоит из четырех зубьев, имеющих ширину режущих лезвий от b_1 до b_4 , рис. 3, в.

Общая ширина пропила обеспечивается за счет уширения режущего лезвия последующего зуба в группе по отношению к предыдущему. Последний зуб группы срезает минимальный слой материала шириной 0,1–0,3 мм.

Процесс резания ленточной пилой сопровождается суммой напряжений различного рода, действующих по всей ее длине [5]. Процессу резания ленточными пилами сопутствует сложный комплекс деформационных процессов полотна, обусловленных кинематикой станков.

Полотно пилы и ее зубья в процессе резания испытывают различные напряжения: растягивающие; изгибные на шкивах; крутильные при позиционировании зубьев в зоне резания и при выходе из направляющих; напряжения от сил резания и центробежных сил. Все виды нагрузок совместно с температурными воздействиями определяют в конечном итоге износостойкость ленточных пил.

Для оценки напряженного состояния полотна пилы рассматриваются его зоны с характерными видами нагружений, рис. 4. [4,5].

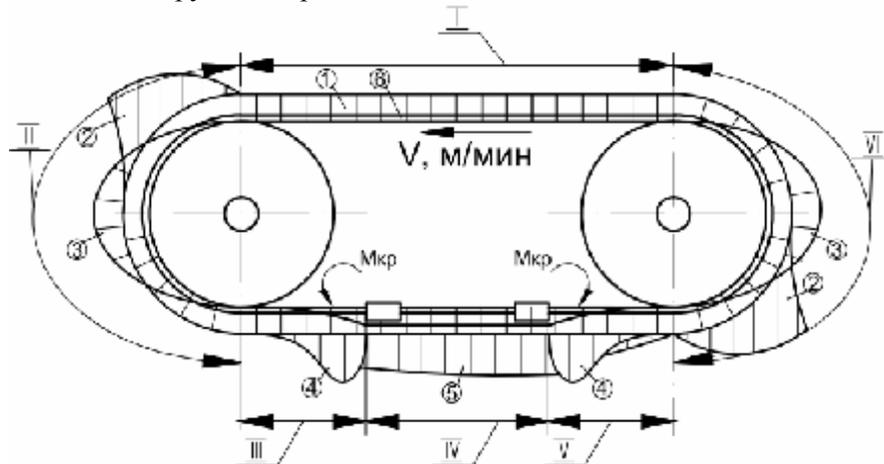


Рисунок 4 – Виды напряжений полотна пилы при резании:

1 – растягивающие; 2 – от тягового усилия; 3 – изгибные; 4 – крутильные;

5 – от сил резания; 6 – от центробежных сил

Сумма нормальных напряжений по всей длине пилы определяется по формуле [2,3]:

$$\sum \sigma = \sigma_H + \sigma_{II} + \sigma_{II} + \sigma_P + \sigma_T + \sigma_{II}$$

где σ_H – напряжения от сил предварительного натяжения; σ_{II} – напряжения от изгиба на шкивах; σ_{II} – напряжения от центробежных сил; σ_P – напряжения от сил резания; σ_T – напряжения от температурного влияния; σ_{II} – прочие напряжения.

Расчетные формулы для определения напряжений, действующих на ленточное полотно в процессе работы, имеют вид: $\sigma_H = \frac{F_H}{S}$; $\sigma_{II} = \frac{\delta \cdot E}{d}$; $\sigma_{II} = 0,01 \cdot v^2 \cdot \frac{\gamma}{q}$; $\sigma_P = \frac{P_K \cdot z}{S}$;

$$\sigma_T = E \cdot \alpha_T \cdot (t_n + t_c); \tau_K = \frac{M_{KP}}{W_K}.$$

где F_H – сила натяжения ленты; S – площадь поперечного сечения ленты; δ – толщина ленточного полотна; E – модуль продольной упругости материала ленточного полотна; d – диаметры шкивов; v – скорость резания; γ – плотность полотна-основы; q – ускорение свободного падения; P_K – касательная составляющая силы резания; z – количество зубьев в резе; S – площадь поперечного сечения ленты; E – модуль продольной упругости материала

ленточного полотна; a_T – коэффициент линейного расширения полотна-основы; t_n – температура пилы; t_c – температура окружающей среды; M_{KP} – крутящий момент; W_K – момент сопротивления.

Растягивающие напряжения от сил предварительного натяжения $\sigma_H = 150 \text{ К} 250 \text{ МПа}$ действуют во всех сечениях ленточного полотна и зависят от их параметров.

Изгибные напряжения σ_{II} , зоны II и VI, наблюдаются при обкатывании полотна пилы по шкивам станка, где оно изгибается по дуге, равной радиусу шкива. Расчетное значение $\sigma_{II} = 250 \text{ К} 500 \text{ МПа}$.

Напряжения от центробежных сил $\sigma_{III} = 5 \text{ К} 10 \text{ МПа}$ действуют во всех сечениях ленточного полотна.

Крутильные напряжения возникают в зонах III и V. Выкручивание ленты происходит дважды перед и после зоны резания. Выкручивание ленты необходимо для переориентации пилы из горизонтальной в вертикальную плоскость. Расчетное значение напряжений составляют 300-500 МПа.

Напряжения от сил резания σ_P возникают в зонах III, IV и V. Расчетное значение напряжений от сил резания составляет 120-200 МПа.

Напряжения от температурного влияния σ_T действуют во всех сечениях ленточного полотна: при обкатывании по шкивам, при прохождении через блоки направляющих, в зоне резания. Расчетное значение напряжений от температурного влияния составляет 30-80 МПа.

Прочие напряжения σ_{II} связаны с неправильной регулировкой шкивов, блоков направляющих и другими неисправностями станка, при которых происходит негативное воздействие на полотно и снижают усталостную прочность ленточной пилы.

На напряженное состояние пил влияет также изменение температур не только в зоне резания, но и при контакте пилы с отдельными узлами станка, что требует специальных исследований.

Для исследования изменения температур на отдельных участках ленточного полотна в процессе пиления была принята схема, учитывающая зоны контакта пилы с заготовкой в процессе резания, контакты пилы со шкивами до и после пиления, зоны между шкивами и направляющими до и после пиления, зона продвижения пилы над шкивами, рис. 5.

Условия экспериментов: биметаллическая ленточная пила WIKUS M42 27x0,9x – 5/8 тpi. Заготовка $d = 90$ мм; Ст. 45. Ленточнопильный станок двухколонного исполнения MEBA 260 GP.

Режимы резания приняты согласно рекомендациям производителя биметаллической ленточной пилы WIKUS M42: скорость резания $V=50$ м/мин; $S=20$ мм/мин [1]. Охлаждение – микроспрей марки OEST MEBA SP 36 E.

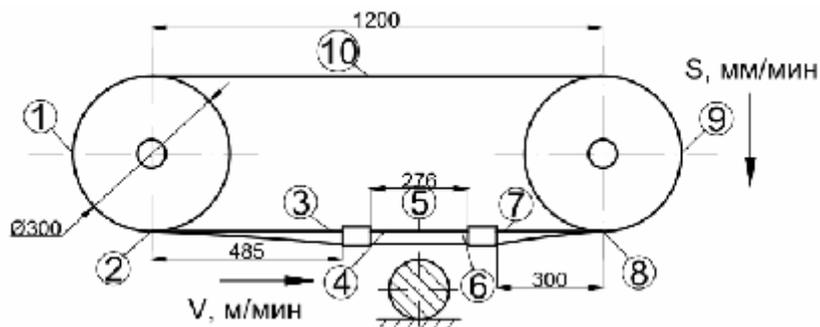


Рисунок 5 – Схема определения температур при пилении

Температуры измерялись пирометром «Нимбус – 420». Замеры температур производились при выключенном станке, при работе на холостом ходу и в процессе резания.

При выключенном станке значение температур для различных зон (1...10, рис.5) составила $+20 \pm 2^{\circ}\text{C}$. На холостом ходу произошел общий нагрев ленточного полотна на $2...3^{\circ}\text{C}$ вследствие трения о подвижные и неподвижные элементы станка: шкивы, ролики, боковые и

верхние твердосплавные направляющие, а также за счет возникающих внутренних напряжений полотна основы. При пилении заготовки изменение температур в рассматриваемых зонах представлены на рис. 6.

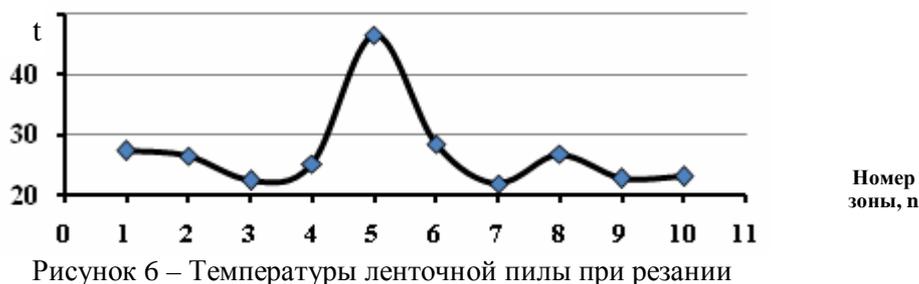


Рисунок 6 – Температуры ленточной пилы при резании

В начале процесса резания, выделившееся тепло передается заготовке, ленточному полотну и окружающей среде, лента в зоне 5 нагревается до $46,5^{\circ}\text{C}$. При выходе из зоны резания температура пилы снижается. После прохождения зоны 7 полотно пилы имеет температуру около 23°C , как в зоне 3. В зоне 8 при заходе полотна на шкив - около 23°C , частичное повышение температуры полотна до 25°C . Понижение температуры до 23°C в зонах 9 и 10 связано с отдачей части тепла шкиву и окружающей среде.

Уровень температур в каждой из зон увеличивается по мере углубления пилы в заготовку и с увеличением количества резов. Максимальные температуры наблюдались при нахождении в зоне резания от 17 до 28 зубьев пилы.

В результате сложных деформационных и тепловых нагрузок наблюдаются различные причины выхода пилы из строя: износ и разрушение зубьев пилы, износ или смятие спинки пилы, разрыв полотна, трещины в межзубных канавках, трещины между полотном основы и материалом режущей части и др., рис.7.



а) по шву; б) в межзубной впадине; в) на основе

Рисунок 7 – Виды трещин ленточных пил

Таким образом, результаты исследований могут быть использованы для повышения эффективности технологий ленточного пиления, которые нашли применение на предприятиях Республики Беларусь.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ленточные пилы, ленточноотрезные станки, оборудование для металлоконструкций [Электронный ресурс]. – Минск, 2005. – Режим доступа: <http://www.vimens.ru>. - Дата доступа: 10.12.2012.
2. Дечко Э.М., Якимович А.М. и др. Некоторые особенности процессов ленточного пиления. Тезисы докладов международной научно-технической конференции. (Минск, 10-11.04.13 «Металлообработка-2013»).
3. Основы ленточного пиления и станки: учебно-методическое пособие для лабораторных работ/ Ю.Р. Маркевич [и др.] ; под ред. Э.М. Дечко, Ю.Р. Маркевича. – Минск: БНТУ, 2014. – 80 с.
4. Кондратюк А.А., Шилько В.К. Оценка напряженного состояния ленточных пил // Известия Томского политехнического университета. - 2004. - Т. 307. - № 2.
5. Феоктистов А.Е. Ленточнопильные станки. –М.: Лесная промышленность, 1976.–152 с.

**МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ ДВУХПРОФИЛЬНОГО КОНТРОЛЯ
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ**

БЕЗОПЕРАТОРНЫХ СРЕДСТВ КОНТРОЛЯ

Белорусский национальный технический университет

ГНУ «Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси»

Белорусский автомобильный завод

Предложена методика по расчету параметров двухпрофильного контроля измерительного межосевого расстояния при неравенстве углов зацепления при измерении и обработке с учетом погрешности измерительных колес. Подтверждено экспериментально влияние этих факторов на оценку точности контролируемых зубчатых колес, погрешность в оценке точности может достигать 25% от фактической точности зубчатых колес.

Приборы двухпрофильного контроля с записывающими устройствами на основе ЧПУ позволяют с минимальными затратами и высокой точностью без участия квалифицированного оператора обеспечить производственный контроль точности зубчатых колес на различных стадиях изготовления. По ГОСТ 1643-81 для цилиндрических зубчатых колес степеней точности, начиная с 5-ой по 12-ю, рекомендуется использовать двухпрофильный контроль измерительного межосевого расстояния (ИМР).

За рубежом приборы двухпрофильного контроля с ЧПУ используются в массовых производствах зубчатых передач при контроле параметров в системах DIN и AGMA. В отечественных производствах зубчатых передач такие приборы не применяются. Это возможно связано с отсутствием методических рекомендаций по оснащению этих приборов технологической оснасткой и особенностями назначения норм точности в системе ГОСТов.

При контроле на приборах двухпрофильного контроля с записывающими устройствами с ЧПУ результатом контроля зубчатого колеса будет суммарная погрешность зубчатого колеса и всех погрешностей технологического оснащения: точность самого прибора, точность измерительного колеса, точность оснастки и базирования измеряемого колеса. На приборах (межцентромерах) двухпрофильного контроля отечественного производства типа МЦ-400 контролер (оператор) визуально фиксирует одновременно четыре измеряемых параметра и может самостоятельно вносить поправки в результаты контроля. При использовании приборов двухпрофильного контроля с записывающими устройствами с ЧПУ ИМР корректировка результатов измерения невозможна.

Параметрами двухпрофильного контроля по ГОСТ 1643-81 (СТ СЭВ 641-77) для цилиндрических зубчатых колес являются [1]:

- колебание измерительного межосевого расстояния за оборот зубчатого колеса F_{ir}'' ,
- колебание измерительного межосевого расстояния на одном зубе f_{ir}'' ,
- верхнее предельное отклонение измерительного расстояния для зубчатых колес с внешними зубьями $+E_{a''s}$,
- нижнее предельное отклонение измерительного расстояния для зубчатых колес с внешними зубьями $-E_{a''i}$.

Опыт использования прямого переноса допусков по вышеперечисленным параметрам согласно ГОСТ 1643-81 в контролируемые параметры на приборе двухпрофильного контроля с записывающим устройством показал, что в результате такого контроля значительная часть зубчатых колес признается негодными, однако они признаются годными при визуальном контроле на межцентромерах типа МЦ-400. Методика расчета параметров двухпрофильного контроля цилиндрических зубчатых передач при использовании приборов двухпрофильного

контроля с записывающим устройством учитывает следующие факторы: угол зацепления при двухпрофильном контроле; разрешающую способность прибора двухпрофильного контроля с записывающим устройством; погрешности измерительного колеса; погрешности технологической оснастки. Только после учета вышеперечисленных параметров производится определение уточненных параметров двухпрофильного контроля F_{ir}'' , f_{ir}'' , $+E_{a''s}$ и $-E_{a''i}$ для использования их на приборах двухпрофильного контроля с записывающим устройством.

Номинальное измерительное межосевое расстояние определяется как расчетное межосевое расстояние при двухпрофильном зацеплении измерительного зубчатого колеса с контролируемым зубчатым колесом, имеющим наименьшее дополнительное смещение исходного контура. Для определения номинального измерительного межосевого расстояния при двухпрофильном зацеплении для цилиндрических прямозубых колес используется зависимость [2]:

$$A_u = \frac{m(z + z_u) \cdot \cos \alpha_\partial}{2 \cos \alpha_u}, \quad (1)$$

где m - модуль зубчатого колеса, z - число зубьев измеряемого колеса, z_u - число зубьев измерительного колеса, α_∂ - угол исходного контура, α_u - угол зацепления измеряемого колеса с измерительным.

Угол зацепления при двухпрофильном контроле по ГОСТ 1643-81 следует учитывать при назначении допуска на колебание межосевого измерительного расстояния f_i'' . Зависимость для определения угла зацепления измеряемого колеса с измерительным при двухпрофильном зацеплении для цилиндрических прямозубых колес имеет вид [2]:

$$\text{inv } \alpha_u = \frac{2 \xi_c \cdot \text{tg } \alpha_\partial}{z + z_u} + \text{inv } \alpha_\partial, \quad (2)$$

где $\xi_c = \xi_u + \xi + \xi_{\Delta u} + \xi_\Delta$ - сумма коэффициентов смещения исходного контура измерительного и измеряемого колеса, с учетом знака каждого слагаемого;

ξ_u - коэффициент смещения исходного контура измерительного колеса;

ξ - коэффициент смещения исходного контура измеряемого колеса;

$\xi_{\Delta u}$ - дополнительное смещение исходного контура измерительного колеса;

ξ_Δ - дополнительное смещение исходного контура измеряемого колеса.

Угол зацепления в обработке α_{cm} определяется по способу финишной обработки зубчатого колеса. При финишном нарезании зубчатого колеса червячной фрезой и шлифовании червячным кругом угол зацепления в обработке α_{cm} будет равен углу профиля исходного контура α_∂ , при нарезании долбяком – определяется по зависимостям зацепления двух зубчатых колес. В случае равенства угла зацепления при двухпрофильном контроле α_u углу зацепления в обработке α_{cm} циклическая погрешность измеряемого колеса не будет проявляться. Для этого случая следует пользоваться допускаемыми значениями f_i'' по ГОСТ 1643-81. Однако при разности углов α_u и α_{cm} будет проявляться циклическая погрешность измеряемого колеса. В этом случае значения допусков f_i'' должны быть увеличены.

В ГОСТ 1643-81 указано, что при неравенстве угла зацепления при измерении и угла зацепления в обработке допуск f_i'' следует изменять на величину $\Delta f_i''$, определяемую по формуле :

$$\Delta f_i'' = \frac{f_{zkr} \cdot \sin k(\alpha_{rWm} - \alpha_{rWe})}{\sin \alpha_{rWm}}, \quad (3)$$

где f_{zkr} - действительная величина циклической погрешности частоты K , выявляемая при контроле зуборезного станка; α_{rWe} - угол зацепления в обработке; α_{rWm} - угол зацепления при измерении.

Разрешающая способность прибора двухпрофильного контроля с записывающим устройством определяется разрешающей способностью датчика линейного перемещения и датчика угловых перемещений измеряемого относительно измерительного зубчатого колеса.

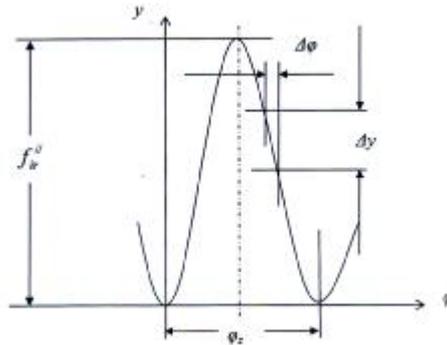


Рисунок 1 – График записи колебания ИМР на одном зубе

Наиболее точным показателем из четырех параметров двухпрофильного контроля является колебание ИМР на одном зубе, что предопределяет обоснование выбора разрешающей способности прибора. Поскольку использование двухпрофильного контроля начинается с 5-ой степени точности по ГОСТ 1643-81, то и обоснование выбора разрешающей способности прибора проводится для обеспечения требуемой точности измерения для зубчатых колес 5 – 7 степеней точности. Колебание ИМР на одном зубе f_{ir}'' имеет вид, представленный на рис. 1.

График записи колебания ИМР на одном зубе представим в виде

$$\Delta y \approx \frac{dy}{d\varphi} \cdot \Delta\varphi \quad \text{или} \quad \Delta y \approx C \cdot \frac{2\pi}{\varphi_z} \cdot \cos\left(\frac{2\pi}{\varphi_z} \varphi\right) \cdot \Delta\varphi, \quad (4)$$

где $\varphi_z = \frac{2\pi}{z}$ - угловое расстояние, соответствующее одному зубу измеряемой шестерни,

$C = \frac{1}{2} \cdot f''_{ir}$ - амплитуда колебаний ИМР при повороте измеряемой шестерни на угол j_z .

После преобразований суммарная максимальная погрешность измерения колебания ИМР на одном зубе равна

$$d f''_{ir} = 2dC = \sum_{k=0}^{\left[\frac{n}{4z}\right]-1} f''_{ir} \cdot \frac{2p}{j_z} \cdot \cos\left(\frac{2p}{j_z} j_k\right) \cdot 0,05 \frac{2p}{n} \quad (5)$$

где n – число делений датчика угловых перемещений, $k = \left[\frac{n}{4z}\right]$ - целая часть числа интервалов, $\varphi_k = k \cdot \Delta\varphi$,

Суммарная относительная максимальная погрешность измерения колебания ИМР на одном зубе

$$\frac{\delta f''_{ir}}{f''_{ir}} = 0,1\pi \frac{z}{n} \cdot \sum_{k=0}^{\left[\frac{n}{4z}\right]-1} \cos\left(2k \cdot \pi \cdot \frac{z}{n}\right). \quad (6)$$

Погрешность технологической оснастки следует учитывать при назначении точности базирования с учетом того, что суммарная погрешность их базирования не должна превышать

10...15% соответствующей погрешности зубчатого колеса. Для зубчатых колес 7...9-й степеней точности ориентировочно можно назначать точность базовых поверхностей по табл. 1 [3].

Таблица 1 – Рекомендуемые нормы точности базирования для цилиндрических зубчатых колес

Степень кинематической точности по ГОСТ 1643–81	Модуль, мм	Допуск на радиальное биение зубчатого венца при делительном диаметре, мм		Рекомендуемая посадка
		Св. 125 до 400 мм	Св. 400 до 800 мм	
7	6,3...10	0,063	0,080	H6/h5
8	6,3...10	0,080	0,100	H7/h6
9	6,3...10	0,112	0,125	H8/h6

Колебание измерительного межосевого расстояния за оборот зубчатого колеса по ГОСТ 1643-81 F_{ir}'' определяется как разность между наибольшим и наименьшим действительными межосевыми расстояниями при двухпрофильном зацеплении измерительного зубчатого колеса с контролируемым при повороте контролируемого зубчатого колеса на полный оборот. При комбинировании норм кинематической точности и плавности работы из разных степеней точности допуск на колебание измерительного межосевого расстояния за оборот зубчатого колеса определяется по зависимости

$$|F_i''|_{komb} = |F_i'' - f_i''|_F + |f_i''|_f, \quad (7)$$

где допуски, входящие в первое слагаемое с индексом F, принимаются по степени норм кинематической точности. Допуск, входящий во второе слагаемое с индексом f, принимается по степени для норм плавности работы.

В ГОСТ 1643-81 отсутствуют рекомендации по уточнению допуска на колебание ИМР за оборот F_{ir}'' в связи с расширением допуска на колебание ИМР на одном зубе f_{ir}'' , допускаемое ГОСТ 1643-81.

В этом случае уточненный допуск на колебание ИМР за оборот зубчатого колеса будет равен

$$[F_i''] = |F_i''|_{komb} + \Delta f_i'' + F_{r_{изм}}, \quad (8)$$

где $|F_i''|_{komb}$ - уточненный допуск на колебание ИМР за оборот при комбинировании норм кинематической точности и плавности работы из разных степеней;

$F_{r_{изм}} = F_r \frac{z}{z_n}$ - расчетное радиальное биение измерительного колеса, определяется как

часть F_r фактического радиального биения измерительного колеса, пропорциональная соотношению чисел зубьев измеряемого и измерительного колес за оборот.

Предельные отклонения ИМР уточняются с добавлением расчетного радиального биения измерительного колеса и половины дополнительного увеличения колебания ИМР на одном зубе.

Уточненное верхнее предельное отклонение измерительного расстояния для зубчатых колес с внешними зубьями

$$[+E_{a''_s}] = +f_i'' + 0,5\Delta f_i'' + F_{r_{изм}}. \quad (9)$$

Уточненное нижнее предельное отклонение измерительного расстояния для зубчатых колес с внешними зубьями $-E_{a''_i}$

$$[-E_{a''_i}] = -[T_H + 0,5\Delta f_i'' + F_{\text{руз}}], \quad (10)$$

где T_H - допуск на смещение исходного контура.

Пример использования предлагаемой методики для определения параметров двухпрофильного контроля для зубчатого колеса модулем 4,5 и с числом зубьев 14 приведен в табл.2.

Таблица 2 – Расчетные параметры двухпрофильного контроля

Параметры	Обозначение	Значения	
		Измеряемое колесо	Измерительное колесо
Модуль нормальный	m	4,5	4,5
Число зубьев	z	14	30
Угол исходного контура, град	α_d	20	20
Степень точности		7-6-6-Cd	5
Делительный диаметр, мм		63	135
Коэффициент смещения исходного контура		0,41	0
Дополнительное смещение исходного контура	E_{tr}	- 0,074	- 0,100
Номинальное измерительное межосевое расстояние	A_u	122,75	
Сумма коэффициентов смещения	ξ_c	0,236	
Угол зацепления при измерении	α_u	21° 33'	
Допуск на циклическую погрешность, мм	f_{zk}	0,0095	
Допускаемое увеличение f_i'' при $k = z$, мм	$\Delta f_i''$	0,0087	
Базовое значение допуска на колебание ИМР на одном зубе по ГОСТ 1643-81, мм	f_i''	0,0180	
Уточненное значение допуска на колебание ИМР на одном зубе, мм	$[f_i'']$	0,0267	
Расчетное радиальное биение измерительного колеса, мм	$F_{\text{руз}}$		0,0117
Верхнее предельное отклонение ИМР, мм	$+E_{a''_s}$	+0,0180	
Уточненное верхнее предельное отклонение ИМР, мм	$[+E_{a''_s}]$	+0,0340	
Нижнее предельное отклонение ИМР, мм	$-E_{a''_i}$	- 0,0800	
Окончание таблицы 2			
Уточненное нижнее предельное отклонение ИМР, мм	$[-E_{a''_i}]$	-0,0960	
Допуск на колебание ИМР за оборот, мм	F_{ir}''	0,0560	
Допуск на колебание ИМР за оборот при комбинировании норм точности, мм	$[F_i'']_{\text{komb}}$	0,0490	
Уточненный допуск на колебание ИМР за оборот, мм	$[F_i'']$	0,0694	

По результатам измерения при использовании базового значения допуска на колебание ИМР на одном зубе 27,5% зубчатых колес были оценены как «негодные», при использовании уточненного значения допуска на колебание ИМР на одном зубе в соответствии с имеющейся рекомендацией в ГОСТ 1643-81 только 3,3% были оценены как «негодные».

По результатам измерения при использовании базового значения допуска на колебание ИМР за оборот 1,1 % зубчатых колес были оценены как «негодные». При использовании уточненного значения допуска на колебание ИМР за оборот все 100% зубчатых колес были оценены как «годные».

Выводы

1. Предложена методика уточнения параметров двухпрофильного контроля F_{ir}'' , f_{ir}'' , $+E_{a's}$ и $-E_{a'i}$ при использовании безоператорного двухпрофильного контроля с записывающим устройством.

2. Экспериментально подтверждены предложенные параметры двухпрофильного контроля F_{ir}'' и f_{ir}'' . Установлено, что при использовании базовых параметров колебания измерительного межосевого расстояния по ГОСТ 1643-81 при проведении безоператорного контроля без учета технологических погрешностей измерительных колес и учета влияния углов зацепления при измерении некорректная оценка точности контролируемых зубчатых колес может достигать 25%.

3. Предлагаемое оснащение безоператорного двухпрофильного контроля системой ЧПУ позволяет решить важнейшие проблемы для изготовителей зубчатых передач: гарантировать точность изготовленных зубчатых передач и обеспечить использование современных средств двухпрофильного контроля

ЛИТЕРАТУРА

1. ГОСТ 1643-81. Передачи зубчатые цилиндрические. Допуски. /– Изд. стандартов, М., 1981. – 46 с.

2. Марков, А.Л. Измерение зубчатых колес. /А.Л.Марков. – Изд.4-е, перераб. и доп. – Л.:Машиностроение, 1977. – 280 с.

3. Технология производства и методы обеспечения качества зубчатых колес и передач / В.Е.Антонюк [и др.]; под общ.ред. В.Е.Старжинского, М.М.Кане. – С-Пб.: Профессия, 2007. – 832 с.

УДК 621.795

Жоглик И.Н.

АКТИВАЦИЯ АЗОТА ИМПУЛЬСНЫМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ ПОЛЕМ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С ИОНАМИ ТИТАНА В ПЛАЗМЕ ВАКУУМНОГО ЭЛЕКТРОДУГОВОГО РАЗРЯДА ЛИНЕЙНОГО ИСПАРИТЕЛЯ

Физико-технический институт

Национальной Академии Наук Беларуси

г. Минск, Беларусь

Процессы взаимодействия молекул азота с ионами Ti плазмы разряда в вакууме электродуговой исследованы методами масс-спектрометрии и оптической спектроскопии. Импульс электрического поля, создаваемого системой электродов, расположенных в пространстве плазменного потока определяется тем, что может привести к значительному увеличению степени ионизации молекул и атомов азота. Ионы азота вступают в реакцию прямого синтеза с ионами титана и образуют защитно-декоративные нитриды титановым покрытием. Устройство сепаратор-активатор создан для линейного испарителя дуги в серийное производство золотого покрытия на зеркальной нержавеющей стали для куполов церквей.

Введение

Формирование защитно-декоративных нитрид титановых покрытий на листовой зеркальной нержавеющей стали для последующей эксплуатации в строительных конструкциях при атмосферных условиях вызывает необходимость высокой стабильности и повторяемости технологического процесса. Это связано с тем, что на листах зеркальной нержавеющей стали площадью около 1 м^2 и конструкций из большого количества таких листов, отклонения в равномерности и повторяемости цвета визуальны весьма различимы. Установлено, что технология формирования покрытий с требуемой равномерностью и повторяемостью цвета при использовании аксиальных электродуговых испарителей не достигается. Причина заключается в том, что линейные размеры катода аксиального испарителя значительно меньше размеров листа, на котором формируется покрытие. Ухудшает повторяемость процесса производства изменение свойств плазменного потока по мере расходования катода испарителя. Конструктивно наиболее целесообразны протяженные испарители, размер катода которых соответствует размеру покрываемой поверхности, а запас расходоуемого материала катода значительно выше. Для разработки оптимального технологического процесса, предпочтительно использование линейного электродугового испарителя (ЛЭДИ). Однако, при всех конструктивных преимуществах ЛЭДИ, формируемые покрытия не обладают необходимыми цветовыми характеристиками, что свидетельствует о не достаточной активности частиц технологического газа при отсутствии внешних электромагнитных полей, интенсифицирующих взаимодействие частиц плазмы и газа.

Анализ результатов исследований показывает, что реализация технологического процесса нанесения защитно-декоративных нитрид титановых покрытий необходимого золотистого цвета с требуемой равномерностью толщины и повторяемостью свойств, может быть обеспечена при использовании ЛЭДИ, оснащенного дополнительным устройством активации технологического газа.

Методика эксперимента

Разработка нового технологического процесса с обеспечением необходимой равномерности и повторяемости цвета, потребовала исследование и оптимизацию параметров интенсификации взаимодействия частиц технологического газа с титановой плазмой ЛЭДИ при использовании нового устройства активатора плазменного потока.

Плазменная схема ЛЭДИ является плазменной системой диодного типа, содержащей два электрода катод и анод, магнитные поля, как правило, не применяются. Разряд инициируется устройством поджига на одном из концов катода, при этом катодное пятно движется ко второму концу катода в сторону токоввода. В случае, если бы азот поступал в плазму в ионизированном виде, то нитрид титана образовывался в результате реакции прямого синтеза $Ti_i^+ + N^+ + 2e = Ti_iN$, где $2e$ – электроны тока рекомбинации ионов на поверхности подложки, вызывающих ионный ток по величине достигающий 10 % от тока дугового разряда. Но азот в естественном состоянии находится в связанном химически неактивном молекулярном виде N_2 , чтобы получить ионы, необходима дополнительная энергия, чтобы разделить молекулы и ионизировать. Это частично решается подачей на подложку отрицательного потенциала притягивающего ионы и отталкивающего электроны, что в некоторой степени активует молекулы технологического газа. Однако на практике, стабильно получать нитрид титановое покрытие требуемого золотистого цвета с помощью ЛЭДИ не удается, как правило, покрытия получаются белесыми, что свидетельствует о недостатке собственно нитрида титана в покрытии, поэтому требуется активация молекул азота внешними электромагнитными полями. Применение магнитного поля конструктивно достаточно сложно и не технологично в реализации. В то время как, электрическое поле значительно превосходит магнитное поле по эффективности воздействия на частицы в плазме, следовательно, необходим третий электрод с положительным потенциалом относительно анода, с помощью которого возможно увеличение степени ионизации частиц технологического газа. Для предотвращения «привязки» дугового разряда к третьему электроду, применяется импульсное электропитание с соответствующими параметрами, в результате чего становится возможным создание триодной плазменной схемы.

Экспериментальное моделирование процессов активации проводилось при использовании вакуумной установки, описание которой приведено в работе [1]. Вакуумная камера ВУ-1 оборудована электродуговым испарителем, за которым расположен третий электрод - ионная линза в виде титанового цилиндра. По оси источника и линзы на верхнем фланце вакуумной камеры установлен масс-спектрометр. Оптическое излучение плазмы попадает через отверстие в стенке ионной линзы и кварцевое окно вакуумной камеры в оптический спектрометр. Управление разверткой и сбор данных осуществляется с помощью компьютера. Силовое питание дугового источника осуществляется от сварочного трансформатора, ионная линза питается от специально разработанного импульсного источника БПС.

Результаты и их обсуждение

По результатам исследований ионного состава плазмы вакуумного электродугового разряда на титановом катоде в работе [2] установлено, что основную часть ионного компонента составляют двухзарядные ионы Ti^{2+} (70%), однозарядные ионы Ti^{1+} составляют 25%, трехзарядные Ti^{3+} - 5% при токе дуги 60 А. На рис.1. представлена зависимость содержания ионов титана в плазменном потоке дугового разряда, соотношение которых определено измерением интенсивности линий масс-спектров ионов.

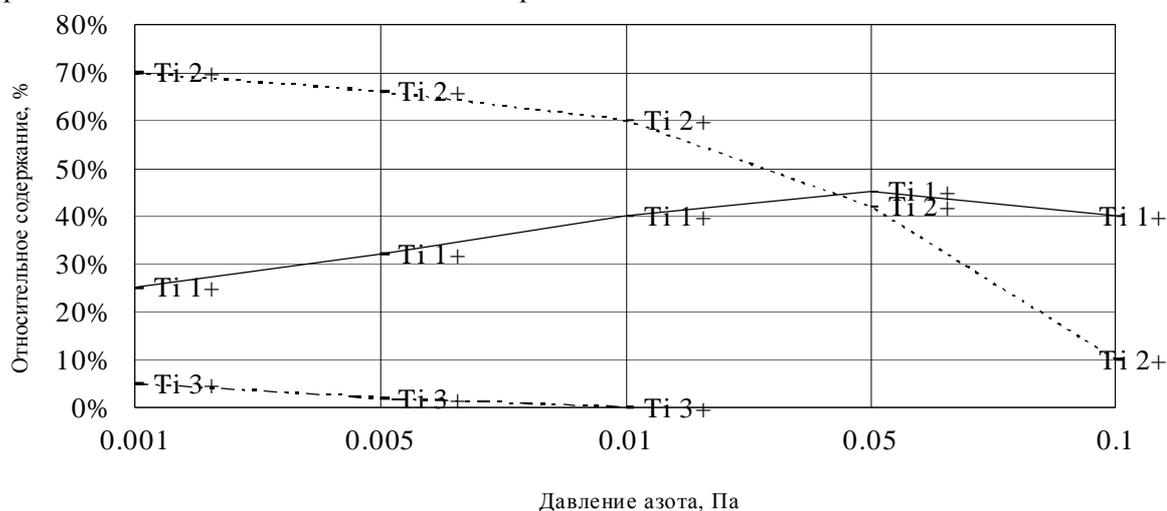


Рисунок 1 – Зависимость относительного содержания ионов титана в плазменном потоке от давления азота, при токе дугового разряда 60 А

После увеличения давления азота, доля двухзарядных ионов (пунктирная линия) уменьшается, а однозарядных (сплошная линия) увеличивается, при давлении 0.05 Па их содержание примерно уравнивается. Уменьшение в плазме доли многозарядных ионов Ti^{2+} и Ti^{3+} , при одновременном увеличении содержания однозарядных ионов Ti^{1+} свидетельствует о «перезарядке» ионов, при которой плазмохимическая реакция может быть представлена выражением: $Ti^{2+} + N_2 = Ti^{1+} + N_2^+$; $Ti^{3+} + N_2 = Ti^{1+} + 2N^+$.

Влияние процессов ион-молекулярного взаимодействия на степень ионизации азота изучали по интенсивности оптического излучения активированных частиц азота с помощью оптического монохроматора-спектрометра, методика приведена в работе [3]. На рис. 2. представлен спектр излучения плазмы дугового разряда в среде азота при давлении 0.05 Па.

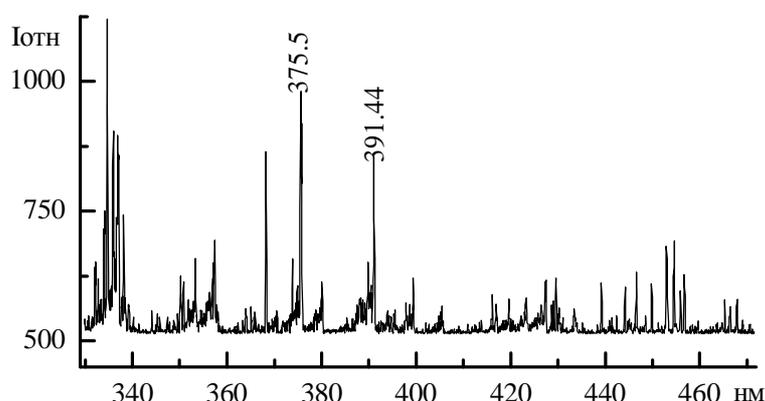


Рисунок 2 – Оптический спектр титановой плазмы при давлении азота $P=0.05$ Па, ток дуги 60

Наиболее интенсивной молекулярной линией является линия N_2 ($\lambda=375.5$ нм). После включения питания ионной линзы значительно возрастает интенсивность свечения плазмы. На рис. 3. представлен оптический спектр, полученный при потенциале ионной линзы 20 В и токе 50 А. Интенсивность ионизированных молекул N_2^+ ($\lambda=391.44$ нм, $\lambda=427.81$ нм) возрастает в 1,5...3 раза, а интенсивность молекул N_2 ($\lambda=375.5$ нм) уменьшается. Это свидетельствует о том, что в электрическом поле ионной линзы происходит дополнительная ионизация молекул азота, при которой осуществляется плазмохимическая реакция: $T_i^{1+} + N_2 + E^* = T_i^{1+} + N_2^+ + 2e$, где E^* - внешнее электрическое поле, $2e$ – электроны, образующие ток ионной линзы. В поле ионной линзы происходит разделение плазменного потока т.е. отбор большого количества электронов, сопоставимого с количеством электронов дугового разряда, о чем свидетельствует величина тока ионной линзы близкая к величине тока дуги. При этом, возбужденные ионами титана молекулы азота, также теряют связанные молекулярными связями валентные электроны, ионизируются и становятся и химически более активными.

А

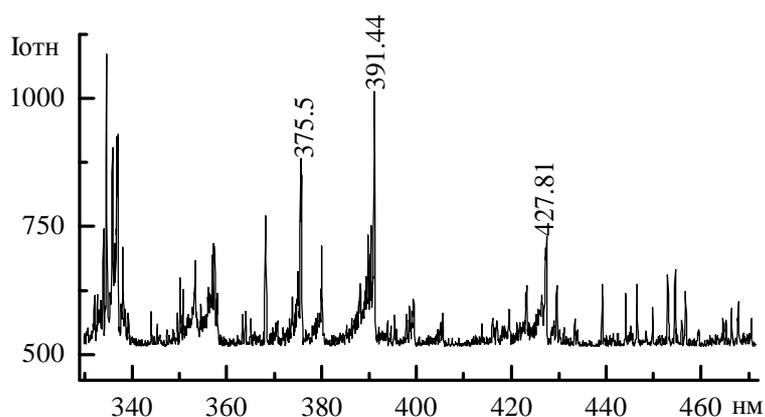


Рисунок 3 – Оптический спектр титановой плазмы при давлении азота $P=0.05$ Па, ток дуги 60 А, потенциал ионной линзы 20 В при токе 50 А

Зависимость среднего рабочего тока ионной линзы от действующего напряжения импульсного источника питания БПС представленная на рис. 4, получена для дугового разряда в условиях исходной степени вакуума $P = 0.001$ Па (пунктирная линия) и в случае подачи в вакуумную камеру азота при рабочем давлении $P = 0.1$ Па (сплошная линия).

Рабочий ток ионной линзы, при увеличении рабочего напряжения БПС от 0 до 16 В, растет достаточно быстро, свыше 16 В рост тока замедляется. Это объясняется тем, что прямое катодное падения потенциала в дуговом разряде находится примерно на этом же уровне. При более высоком действующем рабочем напряжении БПС, возрастает мощность рассеивания на

электродах сепаратора-активатора, в то время как интенсивность линий N_2^+ возрастает в меньшей степени.

На основании этого можно сделать вывод, что оптимальным технологическим режимом работы является рабочее напряжение БПС на уровне 12...16 В. Визуально, эффект воздействия ионной линзы на плазменный поток наблюдается после включения БПС появлением яркого свечения оранжевого цвета в пространстве вокруг электродов, что вызвано излучением возбужденных и ионизированных частиц азота.

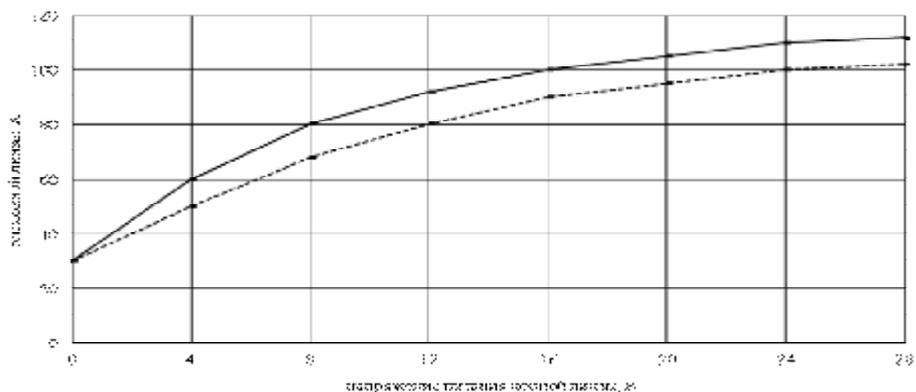


Рисунок 4 – Зависимость тока ионной линзы от напряжения БПС: пунктирная линия – разряд в вакууме при давлении $P = 0.001$ Па; сплошная линия – разряд в среде азота при давлении $P = 0.1$ Па

Управляющее действие анодного напряжения ионной линзы, в интересующем нас диапазоне, характеризуется крутизной S_i :

$$S_i = \frac{\Delta I_i}{\Delta U_i}$$

где ΔI_i – приращение тока ионной линзы, ΔU_i – приращение напряжения ионной линзы. В данном диапазоне, крутизна вольтамперной характеристики ионной линзы $S_i = 2.5$ А/В. Эта величина S_i значительно меньше крутизны вольтамперной характеристики дугового испарителя $S_a = 100$ А/В, следовательно S_i является параметром, не требующим дополнительных средств стабилизации т.е. является самостабилизирующимся.

График зависимости действующего напряжения U_d дугового разряда испарителя от напряжения U_c БПС при исходном остаточном давлении в вакуумной камере $P = 0.001$ Па и рабочем давлении азота $P = 0.1$ Па представлен на рис. 5.

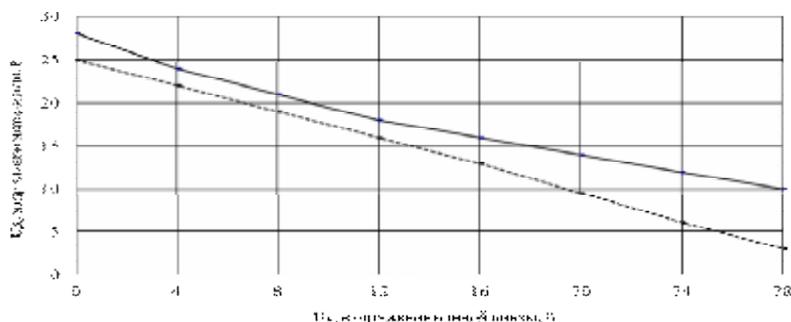


Рисунок 5 – Зависимость рабочего напряжения дугового разряда ЛЭДИ от напряжения БПС: сплошная линия – разряд в вакууме при давлении $P = 0.001$ Па; пунктирная линия – разряд в среде азота при давлении $P = 0.1$ Па

Зависимость действующего напряжения дугового разряда в вакууме представлена верхней линией, в исходном состоянии при U_c БПС = 0 оно имеет величину $U_d = 28$ В. В случае

дугового разряда в среде азота при давлении $P = 0.1$ Па зависимость представлена нижней линией, при U_c БПС = 0 оно имеет величину $U_d = 25$ В. По мере увеличения U_c БПС до величины 28 В, действующее напряжения U_d дугового разряда уменьшается, практически линейно до уровня 10 В. В случае дугового разряда в среде азота при давлении $P = 0.1$ Па, при U_c БПС = 28 В, действующее напряжение дугового разряда $U_d = 3$ В.

На основании полученных зависимостей установлено, что дуговой разряд с тремя силовыми электродами в атмосфере азота создает более проводимую плазму т.к. имеется достаточно большое количество носителей заряда. Вольтамперная характеристика, при этом, имеет линейный вид, параметры тока и напряжения подчиняются закону Ома. В то время, как вольтамперная характеристика дугового разряда с тремя силовыми электродами в вакууме имеет нелинейный вид, соответствующий характеристике вакуумного триода, из-за меньшего числа носителей заряда.

На основе установленных оптимальных параметров плазмы стационарного электродугового разряда, разработан способ активации молекул азота импульсным электрическим полем, которое подается к третьему электроду – ионной линзе относительно внутрикамерного анода испарителя. При этом, применительно к ЛЭДИ, ионная линза выполняется в виде «беличьей клетки» для минимального затенения плазменного потока. Это в свою очередь, делает возможным создание конструкции активатора, совмещенной с теньвым сепаратором плазменного потока [5,6] и получить новое устройство сепаратор-активатор. Это устройство может быть выполнено в секционированном виде из ряда угольных электродов размещенных вокруг катода ЛЭДИ в чередующемся порядке через один с аналогичными электродами внутрикамерного анода ЛЭДИ. Количество угольных элементов зависит от необходимой степени сепарации, при более высоком токе дугового разряда содержание капельной фазы увеличивается и степень сепарации т.е. количество элементов необходимо увеличивать.

Синтез защитно-декоративных нитрид титановых покрытий на зеркальной нержавеющей стали осуществляется при соединении ионов титана с активированными частицами азота, валентные электроны которых уже обобществлены т.е. частицы ионизированы, либо валентные электроны «перегреты» в достаточной степени, чтобы в приповерхностном слое подложки частицы азота отдавали возбужденные валентные электроны и вели себя как ионы. Активация частиц азота происходит за счет повышения степени взаимодействия ионов титана с молекулами азота в поперечном ионному току электрическом поле, которое создается чередующимися стержневыми электродами внутрикамерного анода и электродами сепаратора-активатора, образующими управляющую сетку с поперечным электронным током дуговому разряду. Этим достигается максимальное сечение взаимодействия частиц газа с ионами титана и оптимальный эффект активации. Импульсное электропитание сепаратора-активатора предотвращает анодную «привязку» разряда. Эффективность способа достаточно высока т.к. практически возможно получение ярко золотистых покрытий на неметаллических подложках таких как стекло, керамика, пластмассы.

В вакуумной камере лист зеркальной нержавеющей стали с максимальными габаритами 533 x 1600 мм для вакуумной камеры установки ВУ-700, размещается на арматуре вокруг линейного электродугового испарителя с системой электродов внутрикамерного анода и сепаратора-активатора. Дуговой разряд инициируется устройством электронного поджига с керамическим электродом на конусообразной крышке из титана на верхнем торце катода, катодное пятно перемещается хаотически от электрода поджига в сторону силового токовода. Дугогашение осуществляется в зазоре между катодом и устройством дугогашения, размещенном на фторопластовом изоляторе и находящемся под «плавающим» потенциалом. Электродуговой разряд ЛЭДИ является стационарно–периодическим с длительностью периода 2...3 секунды. Синтез нитридтитанового покрытия с требуемыми цветовыми параметрами осуществляется при определенном давлении технологического азота в условиях его активации под воздействием импульсного электрического поля сепаратора-активатора.

Выводы

Использование импульсного электрического поля в условиях стационарного дугового разряда, дает возможность активировать молекулы технологического азота путем повышения

степени взаимодействия их с ионами и электронами титановой плазмы. Создано устройство активации молекул технологического газа с возможностью дополнения функцией сепарации плазмы от капельной фазы сепаратор-активатор для оснащения линейных электродуговых испарителей вакуумных ионно-плазменных установок. Реализован способ синтеза нитрид титановых покрытий при использовании импульсных электрических полей в плазме стационарного электродугового разряда [7]. Использование линейного электродугового испарителя, оснащенного сепаратором-активатором, обеспечивает синтез нитрид титановых покрытий с высокой равномерностью цвета и стабильной повторяемостью результатов при серийном производстве продукции. С использованием листов зеркальной нержавеющей стали марки AISI-304 и AISI-430 с нитрид титановым покрытием золотистого цвета, построено около сотни объектов, которые эксплуатируются в атмосферных условиях более десяти лет без потери блеска и повреждения покрытий. К числу показательных примеров объектов можно отметить храм Георгия Победоносца д. Узноги, храм Великомученицы Параскевы д. Польшовичи, храм Православной церкви Могилевской епархии г. Могилев, Свято Вознесенская церковь г. Чаусы, храм архангела Михаила д. Сынковичи, Спасо-Вознесенский храм г. Горки, храм Святых Царственных Мучеников и всех Новомучеников и Исповедников XX века г. Могилев, храм Святой Живоначальной Троицы г. Волковысск, храм Святителя Николая Чудотворца д. Початово, Свято-Михайловский собор г. Слуцк, Спасо-Преображенский храм г. Шклов, храм Рождества Пресвятой Богородицы д. Торгуны, храм Державной иконы Божьей Матери г. Ивацевичи, храм Рождества Пресвятой Богородицы д. Русино, храм Успения Пресвятой Богородицы д. Новый Свержень, храм святого великомученика Пантелеймона г. Гомель, храм Равноапостольного Николая архиепископа Японского аг. Дуброва, Свято-Николаевский гарнизонный собор в Брестской крепости, храм иконы Казанской Божьей Матери в д. Барколабово, храм князя Владимира г. Минск, храм Рождества Иоанна Предтечи г. Минск, храм Андрея Первозванного г. Минск, Александро-Невский кафедральный собор г. Мстиславль, объекты государственного значения, в частности, памятник героям войны 1812 года г. Полоцк, дворец Независимости РБ г. Минск, и многие другие. Работа отмечена наградой Патриаршего Экзарха всея Беларуси.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мрочек, Ж. А. Установка для энергомассанализа процессов ионно-плазменного напыления / Ж. А. Мрочек, И. Н. Жоглик, И. А. Романчук, С. Ф. Комлик // Вакуумная техника и технология. Т. 1, № 2, 1991. с. 56-59.
2. Романчук, И.А. Масс-спектрометрические и зондовые исследования ионного компонента плазменного потока электродугового испарителя / И. А. Романчук, М. М. Семенкевич, И. Н. Жоглик // Труды конф. Вакуумные покрытия-87. Риг, 1987, с. 173-177.
3. Жоглик, И.Н. Исследование процесса активации азота в поле ионной линзы при формировании покрытий вакуумным электродуговым методом / И. Н. Жоглик, Н. И. Чубрик // Труды 2-й междунар. конф. Физика плазмы и плазменные технологии. Минск. 1997, Т. 4, с. 792-795.
4. Марков, Г.В. Нанесение покрытий вакуумным электродуговым методом / Марков Г.В., Жоглик И.Н. // Физика и химия обработки материалов. 1996. № 3, с. 71-73.
5. Устройство для нанесения покрытий в вакууме: пат 1246 Респ. Беларусь, МПК7 C23C 14/35/ Жоглик И.Н., Григорович И.М., Синцов С.И.; заявитель Государственное научное учреждение «Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси». – № u20030308; заявл. 10.07.03, опубл. 30.03.04 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці.–2004.–№ 1(40).–С. 245.
6. Устройство для нанесения покрытий в вакууме: пат 8431 Респ. Беларусь, МПК7 C23C 14/24/ Жоглик И.Н., Григорович И.М., Синцов С.И.; заявитель Государственное научное учреждение «Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси». – № a20030976; заявл. 24.10.03, опубл. 30.06.05 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці.–2006.–№ 4(5).–С. 84.
7. Способ нанесения покрытий в вакууме: пат 8640 Респ. Беларусь, МПК7 C23C 14/32, 14/54, 14/00/ Жоглик И.Н., Григорович И.М., Синцов С.И.; заявитель Государственное научное учреждение «Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси». – № a20030977; заявл. 24.10.03, опубл. 30.06.05 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці.–2006.–№ 4(5).–С. 103.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ЧЕРВЯЧНОЙ ФРЕЗОЙ НА НЕКОТОРЫЕ ПАРАМЕТРЫ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В статье рассмотрены методика и основные результаты экспериментального исследования влияния режимов зубофрезерования цилиндрических шестерен на параметр шероховатости R_a и микротвердость H_m поверхностей зубьев. Показана возможность моделирования указанных взаимосвязей статистическими методами. Установлены форма и характеристики принятых моделей.

Задачи исследования.

Как показано в [1] при зубофрезеровании цилиндрических шестерен в зоне резания действуют различные силовые и тепловые процессы, влияющие на формирование геометрических и физико-механических характеристик качества поверхностей обработанных зубьев.

Анализ пооперационного изменения характеристик качества поверхностей зубьев при обработке цилиндрических шестерен [2] показывает, что имеет место технологическое наследование этих характеристик на основных операциях обработки зубьев. В результате при зубонарезании формируется до 54% дисперсии этих характеристик для шестерен, прошедших операции зубофрезерования, шевингования, ХТО, зубохонингования, зубообкатки. Знание взаимосвязей указанных характеристик с режимами зубофрезерования открывает возможность управления ими как при зубонарезании, так и в готовых зубчатых колесах.

Основные результаты.

В данной статье показаны результаты выполненного нами исследования влияния скорости резания V , м/мин и подачи S , мм/мин на такие характеристики качества поверхности зубьев цилиндрических шестерен при зубофрезеровании, как параметр шероховатости поверхностей зубьев R_a (мкм) и их микротвердость H_m , МПа. Исследование было выполнено для прямозубых шестерен ($m = 4$ мм, $z = 30$) из стали 25ХГТ, характерной для автотракторостроения.

Сначала нами было выполнено исследование формы корреляционных зависимостей рассматриваемых параметров качества зубчатых колес от режимов зубофрезерования по схеме полного факторного эксперимента (ПФЭ) с добавлением 5-и опытов в центре плана. Используемая при этом матрица планирования эксперимента приведена в таблице 1.

Анализ полученных линий регрессии (рис. 1 и , а также критериев адекватности модели (критерия Фишера F и средней относительной ошибки уравнения регрессии $\epsilon_{ср}$. [3]) позволил установить, что взаимосвязи R_a с V и S с достаточной точностью можно считать линейными, а H_m с V и S – нелинейными. Поэтому в дальнейшем более углубленные исследования указанных линейных взаимосвязей нами были выполнены по схеме ПФЭ (первые 4 опыта в табл. , а нелинейных зависимостей – по схеме рототабельного центрального композиционного планирования (РЦКП), матрица которого приведена в таблице 2.

Выбор интервалов изменения режимов зубофрезерования цилиндрических шестерен производился нами с учетом рекомендаций технической литературы [4], производственного опыта и возможностей зуборезного оборудования. Принятые интервалы изменения режимов зубофрезерования в выполненных исследованиях показаны в таблице 3.

Таблица 1 – Матрица эксперимента при предварительном исследовании взаимосвязей параметров качества поверхностей зубьев шестерен с режимами зубофрезерования

Номер опыта	Факторы		Результаты параллельных опытов		
	X_1	X_2	Y_{j1}	Y_{j2}	Y_{j3}
1	-1	-1	Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}
2	+1	-1	Y_{21}	Y_{22}	Y_{23}
3	-1	+1	Y_{31}	Y_{32}	Y_{33}
4	+1	+1	Y_{41}	Y_{42}	Y_{43}
Окончание таблицы 1					
5	0	-1	Y_{51}	Y_{52}	Y_{53}
6	-1	0	Y_{61}	Y_{62}	Y_{63}
7	+1	0	Y_{71}	Y_{72}	Y_{73}
8	0	+1	Y_{81}	Y_{82}	Y_{83}
9	0	0	Y_{91}	Y_{92}	Y_{93}

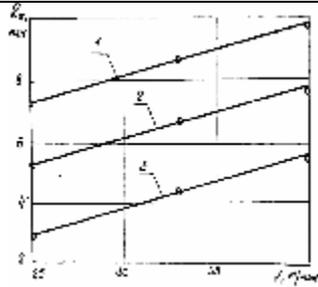
X_1 – скорость резания V , м/мин
 X_2 – подача S , мм/мин
 (- – нижний уровень факторов X_1 и X_2
 (+ – верхний уровень факторов X_1 и X_2
 (0) – средний уровень факторов X_1 и X_2

Таблица 2 – Матрица РЦКП эксперимента

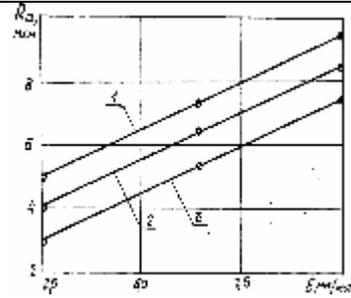
Система опытов	Номер опыта	X_1	X_2	X_1X_2	X_1^2	X_2^2	Результаты параллельных опытов		
							Y_{j1}	Y_{j2}	Y_{j3}
Полный факторный эксперимент (N)		-1	-1	+1	+1	+1	Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}
		+1	-1	-1	+1	+1	Y_{21}	Y_{22}	Y_{23}
		-1	+1	-1	+1	+1	Y_{31}	Y_{32}	Y_{33}
		+1	+1	+1	+1	+1	Y_{41}	Y_{42}	Y_{43}
Опыты в «звездных точках» (N)		+1,41	0	0	2,0	0	Y_{51}	Y_{52}	Y_{53}
		-1,41	0	0	2,0	0	Y_{61}	Y_{62}	Y_{63}
		0	+1,41	0	0	2,0	Y_{71}	Y_{72}	Y_{73}
		0	-1,41	0	0	2,0	Y_{81}	Y_{82}	Y_{83}
Опыты в центре плана (N ₀)		0	0	0	0	0	Y_{91}	Y_{92}	Y_{93}
		0	0	0	0	0	Y_{101}	Y_{102}	Y_{103}
		0	0	0	0	0	Y_{111}	Y_{112}	Y_{113}
		0	0	0	0	0	Y_{121}	Y_{122}	Y_{123}
		0	0	0	0	0	Y_{131}	Y_{132}	Y_{133}

Таблица 3 – Основные характеристики планов экспериментов

Характеристика плана эксперимента	X_1 (V, м/мин)	X_2 (S, мм/мин)
Основной уровень	32,8	6,25
Интервал варьирования	7,6	3,75
Верхний уровень	40,4	10,0
Нижний уровень	25,2	2,5

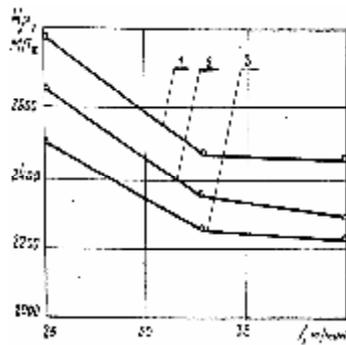


а)

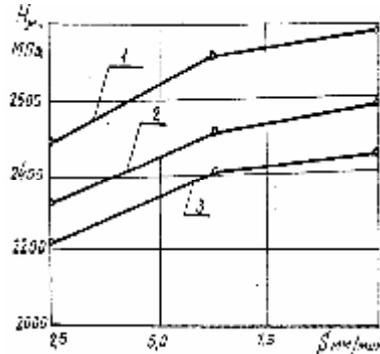


б)

а) – от скорости резания при подачах 1 – 10 мм/мин; 2 – 5 мм/мин; 3 – 2,5 мм/мин;
 б) – от подачи при скоростях резания: 1 – 40 м/мин; 2 – 31,4 м/мин; 3 – 25,2 м/мин Рисунок 1 –
 Графики зависимости величины R_a от режимов зубофрезерования
 (материал деталей – сталь 25ХГТ)



а)



б)

а) – от скорости резания при подачах 1 – 10 мм/мин; 2 – 5 мм/мин; 3 – 2,5 мм/мин;
 б) – от подачи при скоростях резания: 1 – 25,2 м/мин; 2 – 31,4 м/мин; 3 – 40 м/мин Рисунок 2 –
 Графики зависимости величины H_{μ} от режимов зубофрезерования
 (материал деталей – сталь 25ХГТ)

При исследовании линейной зависимости $R_a = f(V, S)$ ее аппроксимация производилась с помощью полинома первой степени вида

$$R_a = b_0 + b_1V + b_2S \quad (1)$$

При исследовании нелинейной зависимости $H_{\mu} = f(V, S)$ ее аппроксимация производилась с помощью полинома второй степени вида

$$H_{\mu} = b_0 + b_1V + b_2S + b_{12}VS + b_{11}V^2 + b_{22}S^2 \quad (2)$$

Анализ полученных экспериментальных данных помимо расчетов коэффициентов уравнений (1) и (2), включал также оценку адекватности полученных зависимостей, значимости коэффициентов этих уравнений, степени влияния того или иного параметра режима резания на рассмотренные параметры качества поверхностей зубьев шестерен. Последняя оценка выполнялась с помощью коэффициентов влияния, рассчитанных по данным табл.3 и значениям коэффициентов уравнений (1) и (2)

$$A_V = \frac{2|b_1|}{\Delta V} \quad (3)$$

$$A_S = \frac{2|b_2|}{\Delta S} \quad (4)$$

где b_1, b_2 – коэффициенты уравнений (3) и (4); $\Delta V, \Delta S$ – шаги варьирования V и S согласно табл. 3.

Чем больше значение коэффициента влияния, тем в большей степени соответствующий параметр режимов резания влияет на данную характеристику качества поверхностей зубьев.

Основные результаты выполненного исследования приведены в табл. 4.

Таблица 4 – Экспериментальные зависимости характеристик качества поверхностей зубьев R_a и H_μ от режимов зубофрезерования V и S

Характеристика качества поверхностей зубьев	Вид зависимости $y = f(V, S)$	Коэффициенты влияния
Параметр шероховатости R_a , мкм	$R_a = 2,55 + 0,065V + 0,27S$	$A_V = 0,017$ $A_S = 0,144$
Микротвердость H_μ , МПа	$H_\mu = 2085 - 12V + 26S + 0,13VS + 0,03V^2 + 1,2S^2$	$A_V = 3,2$ $A_S = 13,9$

Выполненные расчеты подтвердили адекватность найденных зависимостей опытным данным, достоверность коэффициентов этих уравнений. В то же время установлено, что зависимость $H_\mu = f(V, S)$ с несколько меньшей, но достаточной точностью ($\epsilon_{cp} = 8,7 - 26,5\%$) может быть описана и полиномом первой степени.

Выводы.

1. Между параметрами качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен (параметром шероховатости R_a , мкм и микротвердостью H_μ , МПа) и режимами зубофрезерования червячными фрезами (скоростью резания V , м/мин и подачей S , мм/мин) существуют устойчивые взаимосвязи, которые могут быть описаны полиномиальными моделями с использованием методов планирования экспериментов.

2. Зависимость $R_a = f(V, S)$ в наилучшей степени может быть описана полиномом первой степени, зависимость $H_\mu = f(V, S)$ – полиномом второй степени. Хотя для описания второй зависимости может быть использован и полиномом первой степени.

3. Рост V вызывает увеличение R_a и уменьшение H_μ . Рост S вызывает увеличение R_a и H_μ .

4. Подача S оказывает от 4,3 до 8,5 раз большее влияние на R_a и H_μ , чем скорость резания V .

5. Предложенные методы исследования и найденные зависимости могут быть использованы для выбора режимов зубофрезерования цилиндрических шестерен червячными фрезами, обеспечивающих требуемые значения характеристик качества поверхностей зубьев R_a и H_μ .

ЛИТЕРАТУРА

1. Кане М.М., Медведев А.И. Анализ факторов, влияющих на параметры качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их нарезании червячной фрезой. // Республ. межведомств. сб. научн. трудов «Машиностроение». - Минск, БНТУ. -2014. -№28, с. 48 – 50.

2. Кане М.М., Медведев А.И. Изменение параметров качества поверхности зубьев цилиндрических зубчатых колес на различных операциях их изготовления // Вестник машиностроения, 1997, №7, с. 3 – 7.

3. Кане М.М. Основы научных исследований в технологии машиностроения / М.М. Кане: Учебн. пособие для вузов. –Минск: Вышэйшая школа, 1987. -231 с.

4. Фингер М.Л. Цилиндрические зубчатые колеса. Теория и практика изготовления / М.Л. Фингер. –М.: Научная книга, 2005. -368 с.

**РЕГИОНАЛЬНОЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ:
ПРОБЛЕМЫ, РЕШЕНИЯ, ОБУЧЕНИЕ**

Филиал БНТУ «Борисовский государственный политехнический колледж»;

Белорусский национальный технический университет

Изложены технологические подходы в области энергосбережения, предложен замкнутый цикл использования вторичного тепла при производстве горячештампованных поковок.

В современных условиях развития машиностроительного производства ведущая роль отводится специалистам, профессиональная компетентность которых, обеспечивает успешную конкурентоспособность предприятия в условиях рыночной экономики.

Следует отметить, что наиболее важной составляющей в эффективной деятельности предприятия является величина интеллектуального капитала специалистов. Интеллектуальный капитал – это капитал воплощенный в людях в форме их образования, квалификации, профессиональных знаний, опыта, включающий продукцию интеллектуальной собственности овеществленной в виде изобретений, патентов, лицензий, научных докладов, рационализаторских предложений, технологий [1]. В тоже время учебные заведения среднего специального образования машиностроительного профиля в направлении своей деятельности выделяют формирование человеческого капитала – это совокупность накопленных знаний, умений и навыков, полученных в процессе образования и повышения квалификации. Рассматривая подготовку специалистов, в частности филиала БНТУ «БГПК» и сферу их профессиональной деятельности в Борисовском регионе выделено направление в разработке новых и совершенствование существующих технологических процессов в области энергосбережения, формирование научно-исследовательского и опытно-конструкторского интеллектуального капитала.

Одним из важнейших условий подготовки специалиста повышенного уровня [2] является закономерная взаимосвязь его личностных качеств и профессиональной деятельности, так как приобретая их, личность специалиста будет оказывать преобразующее влияние на технологическую действительность. Поэтому подготовка специалиста в реальных условиях производства с использованием современных ресурсов предприятия является весьма актуальной.

Следует отметить, что показателем качества подготовки специалиста является развитие знаний, умений, навыков, направленных на эффективное и творческое решение конкретных профессиональных задач, необходимость к самообразованию и генерированию новых идей. Это в основном достигается индивидуальным способом обучения, который позволяет адаптироваться к креативным, познавательным способностям будущего специалиста, обеспечивая высокую педагогическую эффективность. При этом самостоятельная работа учащегося выступает в роли важнейшего условия качества обучения.

Известно, что 85-90% качества выпускаемой продукции зависит от технологии и только 10-15% от исполнителя.

Развитие и использование в производстве энергосберегающих технологий конкурентоспособных инновационных промышленных технологий является важным условием, при котором возможен решающий прорыв отечественного машиностроения, что в свою очередь требует создания новых, а также совершенствования существующих технологических решений, в частности более эффективного использования энергетического потенциала технологического оборудования. В то же время составляющая различных видов энергии в себестоимости продукции по данным различных предприятий составляет от 4% до 12%, что обосновывает проблему как весьма актуальную.

Основным показателем, характеризующим эффективность использования электрической энергии при производстве продукции, является ее общезаводской удельный расход $C_{уд}$, который определяется

$$C_{уд} = \frac{W}{\Pi} = \frac{W_{ТЕХН} + W_{ОБЩ}}{\Pi},$$

где W – объем потребляемой энергии; $W_{ТЕХН}$ – технологическая составляющая электроэнергии, зависящая от объема выпуска продукции; $W_{ОБЩ}$ – общая составляющая потребляемой электрической энергии, не зависящая от объемов производства продукции; Π – объем выпуска продукции.

Наиболее интересным в машиностроении являются направления снижения удельной составляющей потребления электрической энергии, учитывающие скорость резания с учетом энергетических показателей технологического оборудования, в соответствии с функциональной зависимостью

$$V = f(N, \cos \phi, \eta),$$

где V – скорость резания; N – мощность электродвигателя главного привода; $\cos \phi$ – коэффициент мощности; η – КПД электродвигателя.

Задача, на решение которой направлено предлагаемое исследование, является установлением зависимости скорости резания от мощности привода главного движения, с учетом его рабочих характеристик, в частности КПД величина которого принимается в пределах 0,6...0,8 и $\cos \phi$.

Мощность резания рассчитывается, как

$$N_{рез} = \frac{P_z \cdot V}{60 \cdot 1020},$$

где P_z – тангенциальная сила резания, Н; V – скорость резания, м/мин;
Тангенциальная сила резания рассчитывается по зависимости:

$$P_z = 10 \cdot C_p \cdot t^{X_z} \cdot s^{Y_z} \cdot V^n \cdot K_z \quad (1)$$

где C_p – постоянная, зависящая от свойств обрабатываемого материала и условия его обработки; t – глубина резания, мм; s – характеристика подачи, мм/об; V – скорость резания, м/мин; n – показатель степени скорости резания; X_z, Y_z – показатель степени при глубине резания и подачи; K_z – поправочный коэффициент учитывающий конкретные условия обработки.

Преобразуя зависимость (1) получим:

$$N_{рез} = \frac{C_p \cdot t^{X_z} \cdot s^{Y_z} \cdot V^n \cdot K_z \cdot V}{60 \cdot 1020}$$

откуда

$$V^n \cdot V = \frac{N_{рез} \cdot 60 \cdot 1020}{C_p \cdot t^{X_z} \cdot s^{Y_z} \cdot K_z}$$

На основании равновесия подсистем резания предполагаем

$$N_{рез} = N_{потребл.} = N_{электродвигателя}; N_{рез} = \eta \times N_{электродвигателя}$$

где $N_{потребл.}$ – потребляемая мощность на валу электродвигателя привода (кВт).

$$V^{(n+1)} = \frac{h \cdot N_{ДВ} \cdot 60 \cdot 102}{C_{p \cdot t^{\eta}} \cdot S^{Y_z} \cdot K_z}$$

На основании результатов исследований строим график зависимости $V=f(t, s, \eta)$ (рис. 1) с установлением области нахождения энергосберегающей скорости резания при значениях $\eta = 0,6 \div 0,8$. Методология исследований представлена в работах [4, 5].

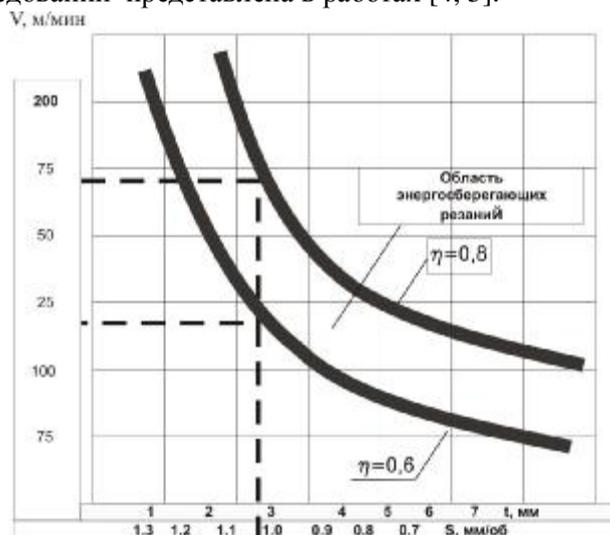


Рисунок 1 – Зависимость скорости резания от КПД электродвигателя привода главного движения

С целью повышения профессиональной подготовки выпускников разработаны [6] дополнительные технологические направления в образовательном процессе, направленные на использование и изучение ресурсов предприятий в области современных технологий и оборудования, а также определены направления, развивающие компетентность учащихся:

- анализ технологичности изделия по потребляемой мощности с позиции технологического инжиниринга;
- определение оптимальной скорости резания по энергопотребляющим показателям технологического оборудования;
- разработка методик проектирования энергосберегающих технологий процесса механической обработки поверхностей деталей;
- совершенствование технологий изготовления заготовок на базовых предприятиях;
- разработка предложений по использованию вторичного тепла горячештампованных поковок ОАО «АГУ»;
- разработка и использование методик проведения предварительной защиты дипломных проектов на базовых предприятиях;
- разработка, оформление и регистрация рационализаторских предложений в учебном заведении и на предприятии;
- разработка методик адаптации программы KELLER для управления станков с ЧПУ на базовых предприятиях;
- согласованность действий и тематики дипломных проектов на базовых предприятиях.

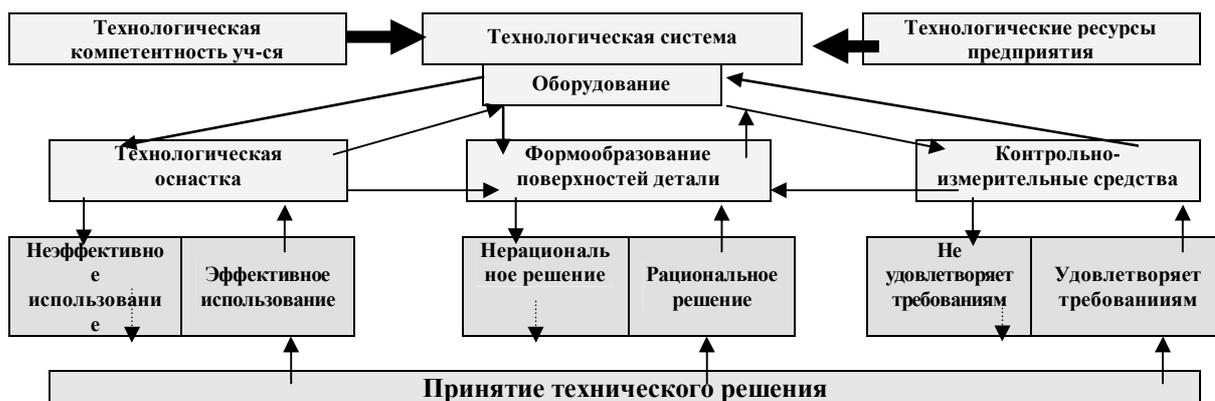
Одной из главных задач подготовки техников является обучение учащихся умению создавать новые технологические системы. При разработке методики обучения проектирования энергосберегающих технологических процессов выделено два направления:

- традиционное направление, заключающееся в том, что процесс проектирования определяется объектом проектирования с использованием традиционных методов;
- инновационное направление, заключающееся в проектировании технологии с различными технологическими системами, которое можно отнести к системному подходу.

Важной составляющей при проектировании, например, энергосберегающих технологий является умение принятия технологического решения или технического решения (ТР), которые

будут направлены на улучшение функциональных или эксплуатационных характеристик изделия. Примерами ТР могут быть: решение о замене оборудования или инструмента в действующем техпроцессе (ТП); конструкций новых станочных приспособлений; математическая модель технологической операции и т.д. Технические решения реализуются в конструкторско-технологической документации.

На основании результатов проведенных исследований предложена структурная схема принятия аналитического решения учащимися по проектируемому техпроцессу (рис.2).



Рассматривая структурную схему анализа технологического процесса, учащийся исследует признаки стоимостного инжиниринга, как экономического метода проектирования.

Например, анализируя режимы резания при обработке изделия завода (ОАО «Автогидроусилитель») учащийся может построить график расхода электроэнергии по позициям обработки, который представлен на рис. 3.



Рисунок 3 – Зависимость расхода электроэнергии по позициям обработки(крышка гидроусилителя ОАО «АГУ»; токарный полуавтомат).

Анализ результатов решения показывает, что разработанный вариант технологического процесса реального производства позволяет в значительной степени экономить энергоресурсы и рекомендуется как альтернативный технологический процесс механической обработки для предприятия.

Следует обратить внимание, что вопросу использования вторичных ресурсов, а в целом ресурсосбережению уделяется много внимания на всех этапах жизненного цикла изделий, как на стадиях проектирования технологических процессов, так и на стадиях производства и эксплуатации. Так, например, эта проблема является весьма актуальной для специалистов, занимающихся технологией изготовления поковок способом горячей объемной штамповки, так как использование остаточного теплового потока можно использовать для подогрева холодной заготовки, например, изготовления детали рейка-поршень рулевого управления изделия завода ОАО «АГУ». Следует отметить, что интенсивность теплового излучения зависит от материала и температуры тела длины волны, состояния поверхности. С возрастанием температуры энергия

излучения увеличивается, так как увеличивается внутренняя энергия тела. При высоких температурах основным видом переноса теплоты является тепловое излучение, так как интенсивность излучения зависит от температуры значительно сильнее, чем конвекция и теплопроводность.

Суммарная плотность теплового потока [7] от горячей поковки к заготовке с учетом площади поверхности поковки определяется, как

$$Q = qF = \frac{e_{\Pi} C_0 \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right] F_1}{F_2}$$

где $e_{\Pi} = 1/(1/\varepsilon_1 + 1/\varepsilon_2)$ – предельная степень черноты двух тел;

$\varepsilon_1 = 0,87$ – степень черноты нагретой поковки;

$\varepsilon_2 = 0,94$ – степень черноты заготовки;

$C_0 = 5,77 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$ – коэффициент излучения абсолютно черного тела;

T_1, T_2 – абсолютные температуры тел, °K;

F_1 – площадь поковки, м²;

F_2 – площадь заготовки, м²

В этом случае площадь поковки приблизительно равна площади заготовки, поэтому принимаем $F_1/F_2 = 1$

$$e_{\Pi} = \frac{1}{\frac{1}{0,87} + \frac{1}{0,94} - 1} = 0,83$$

$$Q = 0,83 \times 5,77 \left[\left(\frac{800 + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{20 + 273}{100} \right)^4 \right] = \frac{63,1 \text{ кВт}}{\text{м}^2}$$

Температуру предварительно нагретой заготовки определяем с помощью уравнению теплового баланса:

$$C_{\text{ПОК}} m_{\text{ПОК}} (t_{\text{ПОК}} - t) = C_{\text{ЗАГ}} m_{\text{ЗАГ}} (t - t_{\text{ЗАГ}}),$$

где C – удельная теплоемкость стали ($C_{\text{ПОК}} = C_{\text{ЗАГ}} = 0,465 \text{ кДж}/\text{кг} \cdot \text{К}$)

$m_{\text{ПОК}}$ – масса поковки, кг ($m_{\text{ПОК}} = 6,9 \text{ кг}$);

$m_{\text{ЗАГ}}$ – масса заготовки, кг ($m_{\text{ЗАГ}} = 7,2 \text{ кг}$);

$t_{\text{ПОК}}$ – остаточная температура поковки, °C ($t_{\text{ПОК}} = 800^\circ\text{C}$);

$t_{\text{ЗАГ}}$ – температура холодной заготовки, °C ($t_{\text{ЗАГ}} = 20^\circ\text{C}$);

t – температура заготовки после нагрева в рекуператоре, °C

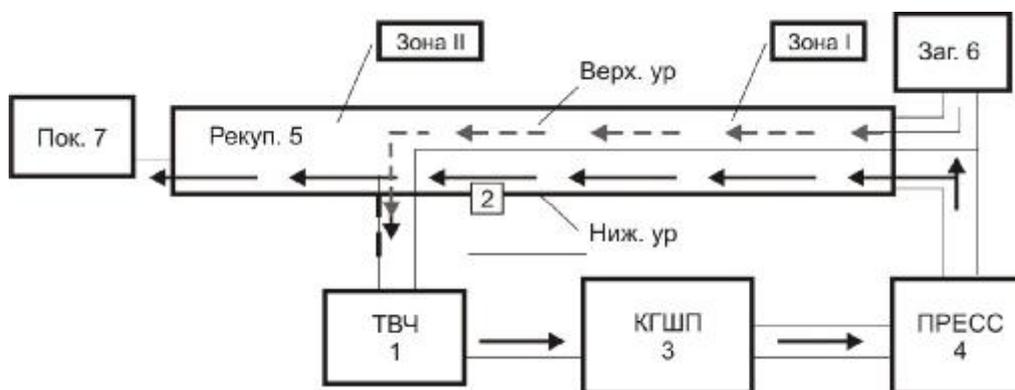
$$C_{\text{ПОК}} m_{\text{ПОК}} t_{\text{ПОК}} - C_{\text{ПОК}} m_{\text{ПОК}} t = C_{\text{ЗАГ}} m_{\text{ЗАГ}} t - C_{\text{ЗАГ}} m_{\text{ЗАГ}} t_{\text{ЗАГ}}$$

$$C_{\text{ПОК}} m_{\text{ПОК}} t_{\text{ПОК}} + C_{\text{ПОК}} m_{\text{ПОК}} t = C_{\text{ЗАГ}} m_{\text{ЗАГ}} t + C_{\text{ЗАГ}} m_{\text{ЗАГ}} t_{\text{ЗАГ}}$$

$$t = \frac{C_{\text{ПОК}} m_{\text{ПОК}} t_{\text{ПОК}} + C_{\text{ЗАГ}} m_{\text{ЗАГ}} t_{\text{ЗАГ}}}{C_{\text{ПОК}} m_{\text{ПОК}} + C_{\text{ЗАГ}} m_{\text{ЗАГ}}} = \frac{0,465 \times 6,9 \times 800 + 0,465 \times 7,2 \times 20}{0,465 \times 6,9 + 7,2 \times 20} \approx 370^\circ\text{C}$$

Для предварительного нагрева заготовок за счет теплового излучения горячештампованных поволоков предлагается конструкция рекуператора, принципиальная схема которого представлена на рисунке 4.

Принцип работы рекуператора заключается в следующем. Нагретые заготовки до температурыковки (1180...1300°C) на установке ТВЧ 1 по транспортеру 2, имеющему безокислительную среду, перемещаются к кривошипному горячештамповочному прессу 3, где производится формообразование поковки. Обрубка облоя осуществляется на прессе 4.



1 – установка ТВЧ; 2 – транспортер с безокислительной средой; 3 – кривошипный горячештамповочный пресс; 4 – пресс; 5 – двухуровневый рекуператор; 6 – бункер для заготовок; 7 – бункер для поковок

Рисунок 4 – Принципиальная схема предварительного нагрева заготовок с применением остаточного тепла поковок

Готовая поковка по транспортеру с безокислительной средой поступает на нижний уровень двухуровневого рекуператора 5. Заготовки для предварительного нагрева подаются с бункера 6 по транспортеру на верхний уровень рекуператора. Рекуператор имеет 2 зоны нагрева. В 1-ой зоне происходит нагрев заготовки до температуры 300...400°C. Отштампованные поковки с температурой менее 300°C поступают в зону 2, где происходит отбор тепла до температуры 60°C и самоотпуск поковок. Затем охлажденные поковки поступают в бункер 7. Предварительно нагретые заготовки подаются на установку ТВЧ. Рекуператор имеет регулируемые скорости перемещения транспортеров, а также места накопления горячештампованных поковок. Контроль температуры осуществляется соответствующими датчикам – термопарами или пирометрами. Дополнительным эффектом по экономии энергоресурсов является снижение времени нагрева заготовки на установке ТВЧ. Например, нагрев заготовки детали «рейка-поршень рулевого управления» по техпроцессу составляет 59 с, а по предлагаемому варианту 46 с, что в целом экономит значительное количество электроэнергии. Использование защитной среды при перемещении нагретой заготовки исключает явление образования окалины и обезуглероживания заготовки, что способствует снижению припуска на механическую обработку.

Реализация предложенных решений позволяет вывести процесс получения заготовок на более высокий технический уровень и в определенной степени проблему необходимости освоения энергосберегающих технологий на производстве.

ЛИТЕРАТУРА

1. Веденянин И.Э. Модель расхода интеллектуального капитала на основе этапно-функциональной структуризации. Инновационные образовательные технологии 2007 №3(1 с.49-55.
2. Кодекс Республики Беларусь об образовании 13 января 2011 года № 243-3.
- 3.Справочник технолога-машиностроителя в 2-х томах. Т2/Под редакцией А.Г. Косиловой, Р.К.Мещерякова М:Машиностроение, 1985.
4. Мрочек Ж.А. Концептуальные основы проектирования энергосберегающих технологий. /Мрочек Ж.А., Адаменко В.М. Машиностроение: Республиканский межведомственный сборник научных трудов. Вып. 20, в двух томах, Т.1/Под ред. И.П.Филонова.-Мн.: УП «Технопринт», 2004-398с.
5. Адаменко В.М. Энергоэффективность процесса резания поверхностей заготовок деталей на основе анализа энергопотребляющих показателей технологического оборудования./ Адаменко В.М., Мрочек Ж.А. Наука и техника. – 2012.- №4 – С.3-6.
6. Адаменко В.М. Концепция регионального проектирования обучения в рамках колледж-предприятие и формирование специалиста инженерного профиля. /Адаменко В.М., Мрочек Ж.А. Материалы Международной научно-методической конференции «Инструменты повышения качества непрерывного профессионального образования» 21-24 мая 2013г. г. Минск, БНТУ.
7. Краснощеков Е.А. и Сукомел А.С. Задачник по теплопередаче. Учеб. пособие для вузов – 4-е изд. Перераб. М.: Энергия, 1980.

Орукари Б.

**АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СИСТЕМ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ
УПРАВЛЯЮЩИХ ПРОГРАММ ДЛЯ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Представлен анализ возможностей современных САМ-систем для токарных станков с ЧПУ. Показано, что системы отличаются главным образом интерфейсом и некоторыми специализированными функциями, которые включаются в опционные модули. Установлено, что разработка программного модуля, реализующего функцию автоматизированного синтеза оптимальной операции для двухсуппортных токарных станков с ЧПУ с независимым управлением суппортами, позволит повысить эффективность их использования в условиях многономенклатурного серийного производства.

Одним из направлений развития современного машиностроения является создание гибких автоматизированных производств. В основу их функционирования положены принципы централизованной переработки с помощью ЭВМ конструкторской и технологической информации, а также обеспечение управления станками с ЧПУ, промышленными роботами, системами транспортирования инструмента и заготовок. Централизация переработки всех видов информации приводит к необходимости интеграции (объединения) систем проектирования, использующих и порождающих эту информацию, т.е. к созданию интегрированных САПР. Использование таких систем открывает возможности «безлюдной» технологии, главной особенностью которой является переработка и передача информации с помощью вычислительной системы от проектировщика непосредственно к исполнительному элементу производственной системы – станку или роботу без промежуточного носителя информации.

Основными компонентами интегрированной САПР являются: система автоматизации проектно-конструкторских работ, система автоматизации технологической подготовки производств, система подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ и промышленных роботов, банк данных. Управление процессом проектирования осуществляется программной частью операционной системы – монитором. Основными функциями монитора являются: формирование задания на выбор программ и установление приоритета для решения отдельных задач; выполнение директив диалогового режима; управление процессом проектирования в автоматическом режиме (анализ качества каждого этапа проектирования и выработка условий для перехода к следующим этапам).

Применение ЭВМ для автоматизации программирования обработки на станках с ЧПУ требует разработки специального программно-математического обеспечения (ПМО), реализующего комплекс алгоритмов для решения геометрических и технологических задач подготовки управляющих программ (УП), а также для записи и ввода в ЭВМ исходной информации. Данное ПМО принято называть системой автоматизации программирования (САП) для станков с ЧПУ. Схема построения современной САП показана на рис. 1. [1]

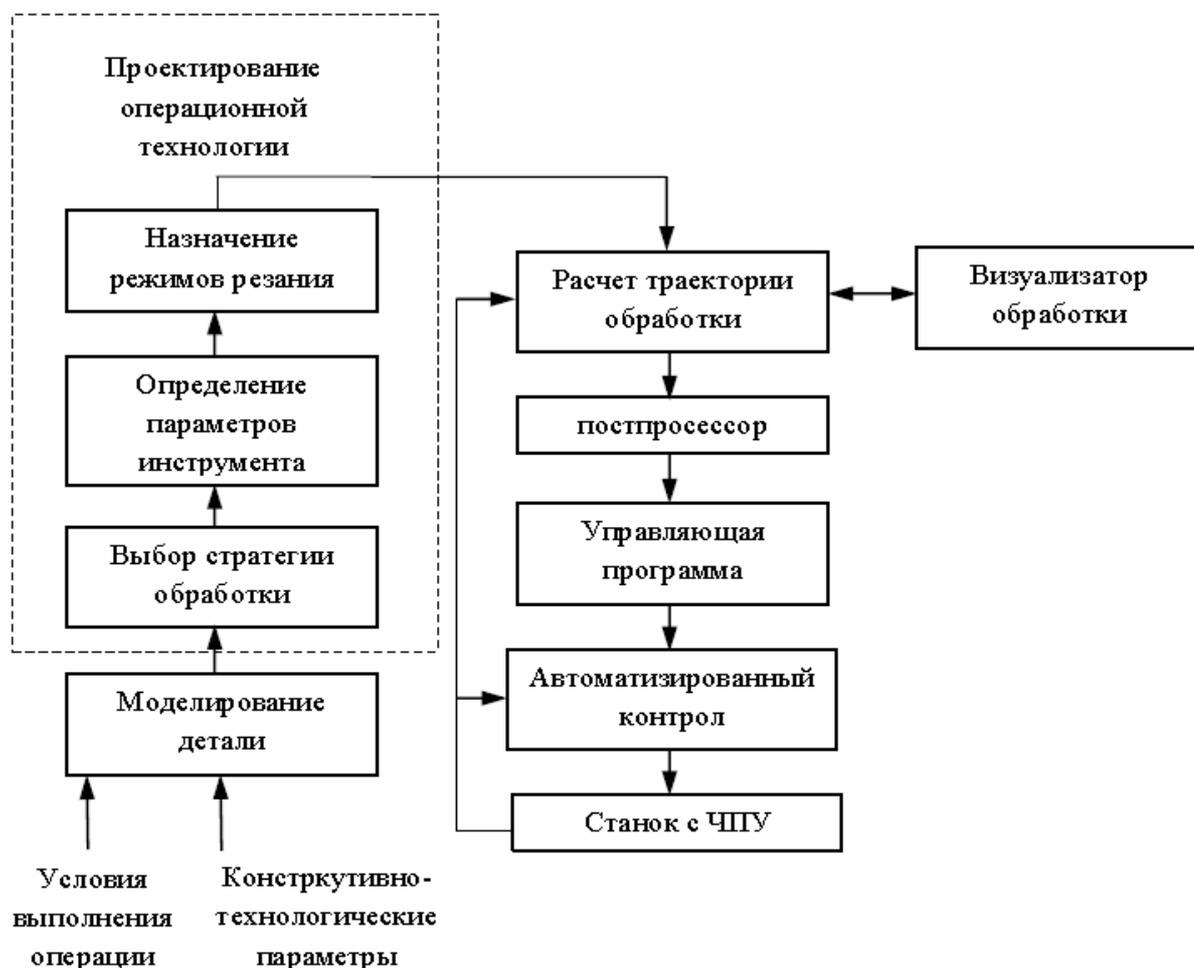


Рис. 1 – Схема подготовки УП для станков с ЧПУ

Усложнение конструкции деталей, а также необходимость использования в процессах механической обработки на станках с ЧПУ управления по нескольким координатам, требует постоянного усовершенствования систем автоматизированного программирования. Ниже представлен анализ САМ-систем, которые широко применяются для программирования современного технологического оборудования с ЧПУ.

Система **SprutCAM**. Система предназначена для генерации управляющих программ с целью изготовления деталей любой сложности на электроэрозионных, токарных, фрезерных и токарно-фрезерных 3, 2.5, 3, 4, 5 координатных станках с любым типом устройства ЧПУ. Система обеспечивает предварительную виртуальную обработку с контролем кинематики по 3D-схеме станка и всех его узлов, что позволяет наглядно программировать сложное многокоординатное оборудование. В версии SprutCAM 7.1.0 добавлена новая схема токарного станка с двумя револьверными головками (рис. 2). В режиме «Технология» формируется процесс изготовления детали, который представляет собой последовательность технологических переходов различных типов. Изменение их очередности и редактирование параметров возможны на любом этапе проектирования техпроцесса.

Большинство технологических операций системы не требует составления управляющей программы команда за командой, кадр за кадром, а требует только указания что и как обработать. Технолог должен задать модель детали и общие требования к процессу обработки (высота гребешка, максимальный угол врезания, способы подхода к обрабатываемой поверхности и т.п.). По введенной информации система автоматически определяет оптимальную траекторию с учетом заданных ограничений [1].

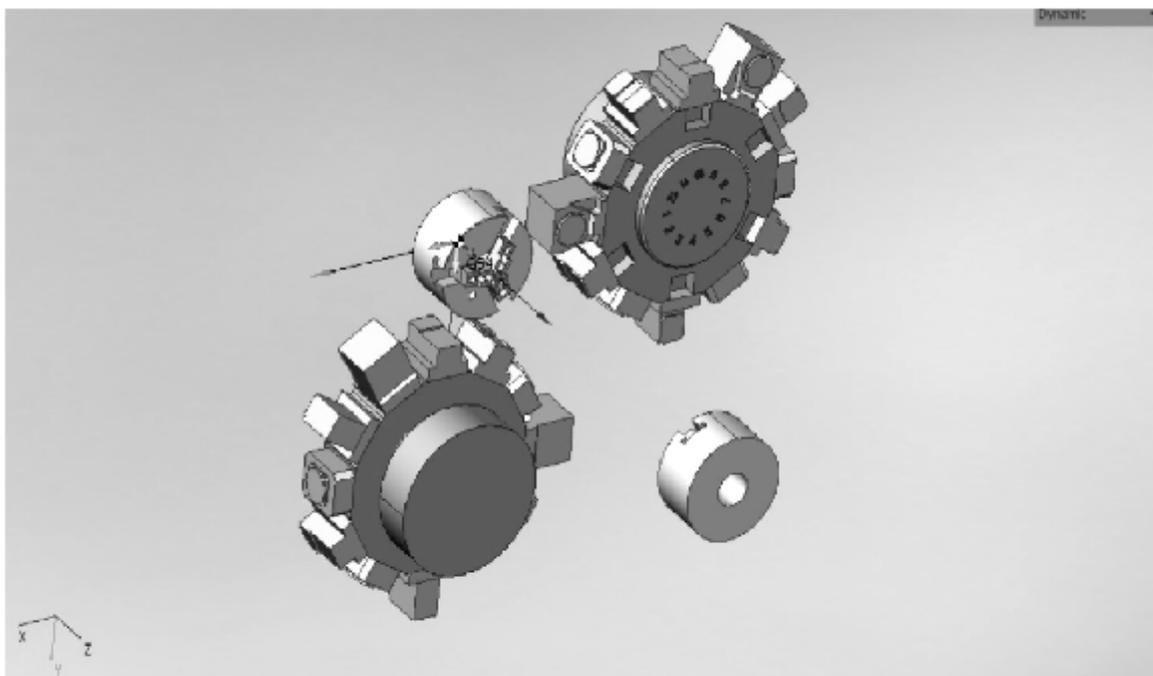


Рис. 2. – Схема станка с двумя револьверными головками на программе SprutCAM

Система имеет полный набор способов обработки для решения сложных задач по программированию многоосевой обработки на токарном и токарно-фрезерном оборудовании с ЧПУ. Сквозная межоперационная передача заготовки в совокупности с автоматическим определением режимов резания позволяет получить наиболее оптимальную по трудоемкости и обеспечению стойкости инструмента траекторию обработки. Расчет траектории при этом производится с учетом технологических параметров станка и оснастки. Проверка качества управляющих программ осуществляется посредством моделирования токарной обработки с возможностью интерактивного редактирования траектории [2].

Система САТИА. Система является одной из самых распространенных САПР высокого уровня. Система имеет модульную структуру, при которой набор программных модулей формируется вокруг базового ядра. Модуль NC Manufacturing позволяет выполнять расчет УП для многошпиндельных токарно-фрезерных станков с несколькими револьверными головками [3]. Модуль предоставляет в распоряжение технолога интеллектуальные инструменты для быстрого создания набора переходов для каждой револьверной головки токарного станка. При этом оптимизация и синхронизация операций обеспечивает максимальную производительность. Для этого пользователю доступны визуальные инструменты, например диаграмма Ганта (рис. 3). Они наглядно представляют все программы обработки в виде временных функций. В результате технолог может выбрать самый производительный вариант. При проектировании многоинструментальной обработки технолог может выявить потенциальные столкновения между инструментами или другие несоответствия в УП. После компьютерной проверки УП первая деталь может быть изготовлена с минимальными затратами на ее отладку.

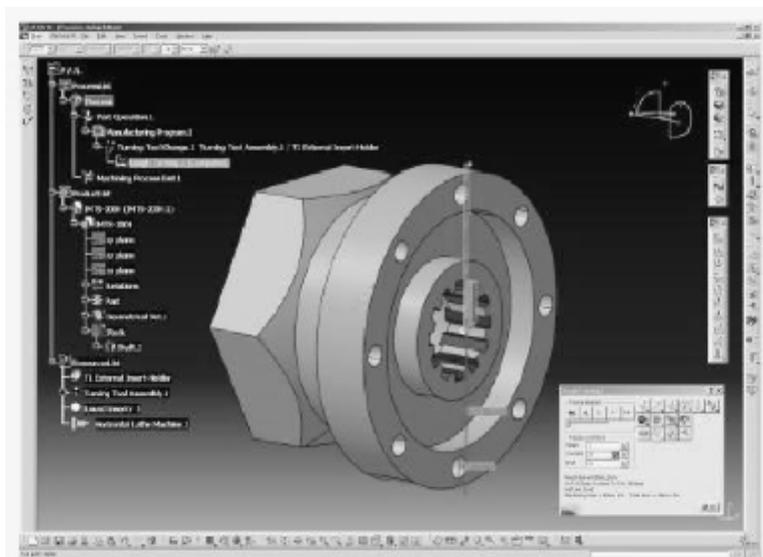


Рис. 3. – Применение диаграммы Ганта для определения траектории движений инструментов в программе CATIA

Система **Unigraphics NX**. Данная система является одной из лучших систем твердотельного трехмерного моделирования. Она базируется на ядре PARASOLID и включает в себя весь комплекс конструкторско-технологических модулей [4]. Модуль CAMUnigraphics NX позволяет пользователю разрабатывать управляющие программы для изготовления деталей любой сложности, в том числе программы для токарной обработки двумя суппортами (рис. 4). При этом пользователь имеет все преимущества, которые присущи объектно-ориентированным языкам программирования (наследование, переопределение, шаблоны и т.д.).

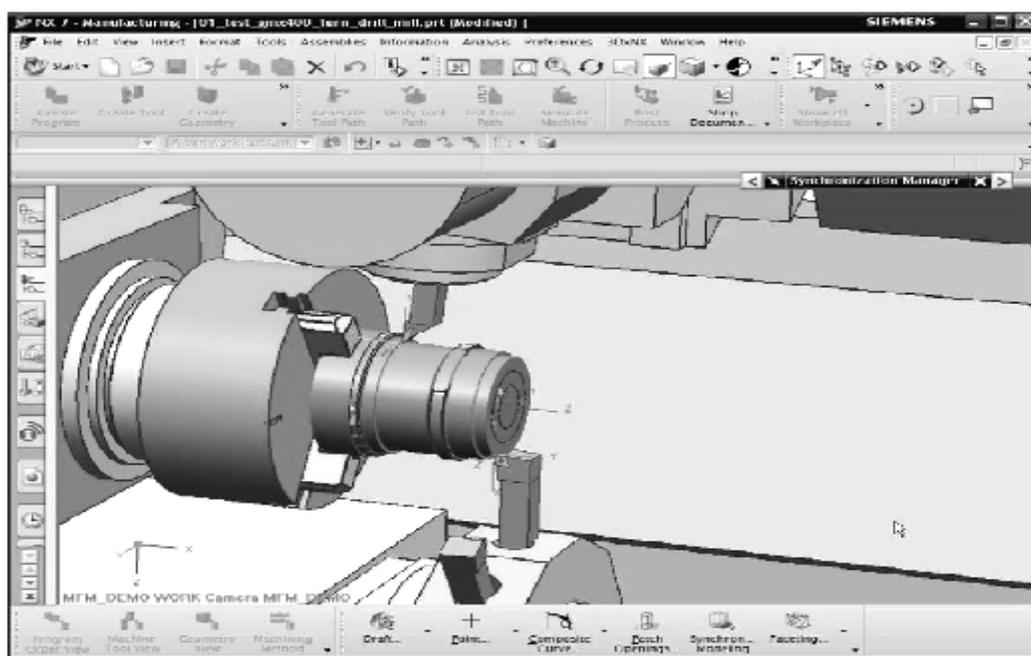


Рис. 4. – Моделирование обработки двумя револьверными головками в программе Unigraphics NX

Фактически модуль CAMUnigraphics NX – это не отдельное приложение, а полностью интегрированная в систему технология, которая позволяет пользователю активно использовать все преимущества гибридного и параметрического моделирования, например, такие как мастер-

модель. При этом обеспечивается полная ассоциативная связь между обрабатываемой моделью и управляющими программами, что позволяет при изменении модели автоматически изменять управляющие программы для станков с ЧПУ.

Система **ADEM** предназначена для автоматизации конструкторской и технологической подготовки производства. Имея модульную структуру, ADEM может быть использована как для решения частных задач проектирования, так и для сквозной подготовки производства [5]. В состав системы входят модули: ADEM CAD; ADEM CAPP/CAM; ADEM GPP; ADEM Vault. Для поддержки современных двухшпиндельных станков в модуль ADEM CAPP/CAM введена двухсуппортная обработка с функцией синхронизации работы инструментальных головок (рис. 5).

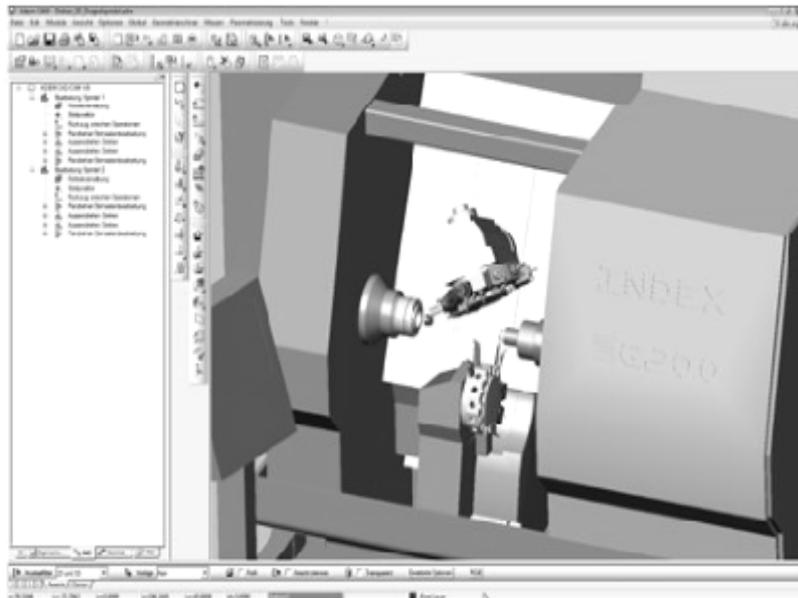


Рис. 5. – Моделирование последовательной токарной обработки двумя головками в программе ADEM

Система **Pro/ENGINEER**. Модуль Pro/MANUFACTURING этой системы рассчитывает требуемую траекторию движения инструмента и моделирует результаты выполнения технологической операции над заготовкой. Далее эта информация обрабатывается с целью создания управляющих программ для станков с ЧПУ. Фактически Pro/MANUFACTURING параметрически связывает конструкторскую модель Pro/ENGINEER и модель заготовки. Изменения, внесенные в любую модель, вызывают автоматическое обновление траекторий движения инструмента и технологического процесса. Подобная связь между разработкой технологического процесса и технологией ее изготовления облегчает внесение изменений на поздних стадиях проектирования [6].

Система **Mastercam** является наиболее широко используемым CAD/CAM программным обеспечением и остается лидером при выборе технологами-программистами среди других систем подготовки программ для управления станками с ЧПУ. Модуль Mastercam X4 Lathe обеспечивает процесс программирования токарной и токарно-фрезерной обработки с поддержкой современных технологий.

Система **CimatronE NC** содержит модуль токарной и токарно-фрезерной обработки, который обеспечивает: программирование 2-координатной токарной обработки с 4-координатным фрезерованием; возможность автоматического выявления конструктивных элементов и задания технологии их обработки в соответствии с правилами, определяемыми пользователем; программирование токарных станков с протившпинделями и возможностью одновременной обработки несколькими инструментами [7].

Компания Delcam предлагает следующие программные продукты для автоматизированного программирования станков с ЧПУ: Delcam PowerMILL; Delcam FeatureCAM; Delcam Part Maker.

Delcam PowerMILL предназначена для программирования фрезерной обработки изделий со сложной геометрией.

Delcam FeatureCAM – система подготовки управляющих программ, основанная на базе знаний и обладающая высокой степенью автоматизации принятия решений, что позволяет минимизировать время подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ. В базе знаний этой системы заложены типовые технологии обработки разных элементов с рекомендуемым инструментом и режимами резания. Фактически FeatureCAM позволяет автоматически идентифицировать элементы в твердотельной модели и по указанию технологом-программистом элементов заготовки, которые следует обработать, готовит управляющую программу. Если решение по какому-то элементу не удовлетворяет проектировщика, он может вмешаться в процесс проектирования в режиме диалога. Модуль FeatureCAM TURN/MILL позволяет создавать УП для изготовления деталей на современных токарно-фрезерных и многошпиндельных токарных станках с ЧПУ. С использованием этого модуля отпадает необходимость создавать две или более УП в разных модулях САМ-системы. Программирование токарной и фрезерной обработки всех элементов заготовки осуществляется в рамках единого проекта, а на выходе система выдает одну управляющую программу, что позволяет сократить время для расчета и вывода УП. Возможность запрограммировать синхронную обработку заготовки с двух револьверных головок, перехват детали, а также одновременную обработку в главном и противоположном шпинделе, позволяет существенно снизить время изготовления детали на станке [8]. Для реализации этой возможности на станке в составе системы FeatureCAM используется дополнительный модуль, повышающий производительность при обработке больших партий точных деталей за счет сокращения цикла синхронизации токарной обработки несколькими револьверными головками (рис. 6). Модуль позволяет «в ручном режиме» синхронизировать работу нескольких револьверных головок на токарных станках.

Delcam Part Maker базируется на технологии визуального программирования. Данная технология заключается в разделении процесса изготовления сложных деталей на простые операции. Каждая обрабатываемая поверхность программируется в отдельном окне, при этом проводится визуальная имитация работы станка. Далее операции объединяются и синхронизируются. Встроенная база знаний позволяет определить набор применяемых инструментов с предпочтительными режимами резания для определенных материалов, а также создать и хранить циклы обработки, последовательности переходов. Однако данная система не поддерживает токарные станки с двумя револьверными головками.

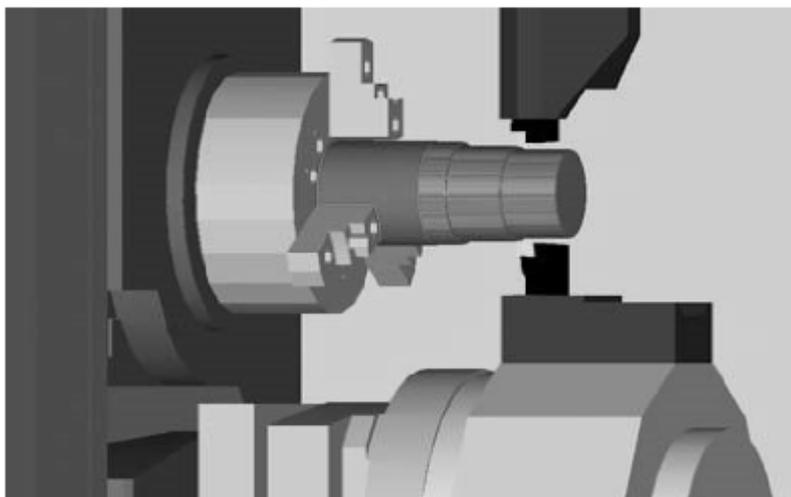


Рис. 6. – Обработка двумя револьверными головками в программе FeatureCAM

Система **EdgeCAM**. Используя инновационные подходы к программированию, EdgeCAM разрабатывает стратегии обработки, которые оптимизируют траектории работы инструмента, исключают «холостые» проходы, продлевают срок его службы, сокращают время программирования и повышают производительность в целом. Система поддерживает 4-осевую токарную обработку (4-Axis Turning).

EdgeCAM обеспечивает легкое программирование станков с двумя револьверными головками, добиваясь при этом синхронизации их работы. Применение односторонних и зеркальных циклов работы режущего инструмента позволяет использовать все возможности обработки материалов, доступные на станках с несколькими револьверными головками. Индивидуальный контроль работы каждой револьверной головки и их синхронизация обеспечивают максимальную эффективность обработки. Отдельные инструкции на каждую револьверную головку позволяют легко редактировать точки синхронизации и указания по обработке. Визуализатор EdgeCAM Simulator обеспечивает полное 4-осевое представление перемещений револьверных головок (верхней и нижней), гарантируя таким образом проверку надежности процесса обработки еще до его начала.

Для станков с двумя револьверными головками возможность одновременного просмотра инструкций представляет собой идеальную среду для программирования. Револьверные головки синхронизируются, а для предотвращения конфликтов при программировании кодов шпинделей четко указывается приоритетная револьверная головка. При этом позиции синхронизации могут быть выбраны таким образом, чтобы сократить время работы оборудования за счет минимизации холостых ходов. А отображение временной шкалы с информационными подсказками относительно взаимодействия револьверных головок и шпинделей полезно при проверке программы.

Система **InventorCAM** представляет широкий спектр стратегий токарной обработки, таких как радиальное и торцовое точение, обработка канавок, обработка осевых отверстий и резьбонарезание. InventorCAM автоматически производит расчет остаточного материала после каждого рабочего хода, что позволяет оптимизировать траекторию движения инструмента и сократить протяженность холостых перемещений. InventorCAM поддерживает все циклы токарной обработки.

Программный комплекс **PartMaker**. Наряду с подготовкой УП для традиционной группы металлообрабатывающих станков (токарных, фрезерных и электроэрозионных) PartMaker позволяет разрабатывать программы для станков-автоматов продольного точения (Swiss Type) и многоцелевых токарно-фрезерных станков. Модуль SwissCAM, входящий в состав комплекса, предназначен для станков-автоматов продольного точения и выполняет функцию программирования специализированных кодов синхронизации и ожидания [9].

Модуль GibbsCAM позволяет создать программы фрезерной, токарной, токарно-фрезерной обработки, включая программы для станков с многоканальным управлением. При программировании токарно-фрезерной обработки на станках с многоканальным управлением имеется возможность выполнения ряда сервисных функций. Основными из них являются: синхронизация выполняемых одновременно переходов по их началу или концу с возможностью ожидания инструментами друг друга возле заготовки или с отводом от нее; синхронизация выполняемых одновременно токарных переходов с явным указанием величины взаимного сдвига инструмента вдоль оси заготовки; автоматическая проверка разного рода ошибок синхронизации, таких как попытка одновременного выполнения токарных и фрезерных переходов или использование одного инструмента для обработки двух разных заготовок одновременно; автоматическая коррекция режимов резания выполняемых одновременно токарных переходов [10].

Представленный выше обзор САМ-систем показал, что большинство из них обладают приблизительно одинаковыми возможностями. Отличие состоит лишь в интерфейсе и в некоторых узких специализированных функциях, которые включаются в опционные модули и поставляются за дополнительную оплату. К таким модулям, например, относится модуль, предназначенный для программирования 4-осевых токарных станков с ЧПУ. Многие из рассмотренных выше САМ-систем позволяют разрабатывать УП для двухсуппортных токарных станков с ЧПУ с последующим постпроцессированием для конкретных станков. Однако технолог-программист должен сам присвоить каждой NC последовательности номер суппорта. Также технолог-программист может в ручном режиме синхронизировать CL-данные, полученные для первого суппорта, с NC последовательностью, предусмотренной для второго суппорта. САМ-системы при этом представляют лишь средства для оценки варианта синхронизации обработки, выбранного технологом-программистом, например в виде диаграммы Ганта. При этом оптимизация режимов резания, выполненная САМ-системой, заключается в выборе частоты вращения шпинделя соответствующей меньшей из частот, рассчитанных для каждой револьверной головки в отдельности. Большое число вариантов синхронизации обработки делает практически невозможным полный их перебор, что делает процесс разработки УП в значительной степени субъективным. Наиболее развитые САМ-системы позволяют автоматически использовать револьверные головки для установления определенных NC-последовательностей, что значительно упрощает решение задачи сокращения времени обработки, однако, не может считаться наилучшим решением, поскольку автоматическая синхронизация выполняется лишь для обработки определенных элементов детали, а не всей операции в целом.

Таким образом, отсутствие методических рекомендаций и математических моделей для синхронизации двухсуппортной токарной обработки, делают невозможным полное использование потенциала современного оборудования, оснащенного системами с ЧПУ. В связи с этим представляется, что разработка программного модуля, реализующего функцию автоматизированного синтеза оптимальной операции для двухсуппортных токарных станков с ЧПУ с независимым управлением суппортами, позволит повысить эффективность их использования в условиях многономенклатурного серийного производства

ЛИТЕРАТУРА

1. Пестрецов, С.И. CALS - технологии в машиностроении: основы работы в CAD/CAE-системах / С.И. Пестрецов. – Тамбов : Изд-во ГОУ ВПО ТГТУ, 2010. – 212 с.
2. Официальный сайт компании SprutCAM [Электронный ресурс] – режим доступа: www.sprutcam.com/home/lathe.
3. Официальный сайт компании CAMCOE Manufacturing Solutions – режим доступа: www.camcoe.com/catlthadv.htm - CATIA V5 advanced lathe course.
4. Официальный сайт компании SIEMENS PLM Software – Режим доступа: m.plm.automation.siemens.com/en_us/products/nx/.
5. Официальный сайт компании Omega ADEM Technologies – Режим доступа: www.omegat.com/index.php?id=109 - ADEM CAD/CAM Losungen.

6. Симуни, А.Е., Подготовка управляющих программ для станков с ЧПУ в интегрированной САПР PRO/ENGINEER с применением разработанных схем виртуальной подготовки производства / А.Е. Симуни, М.В. Терехов // Наука, техника и технологии XXI века (НТТ-2009): материалы IV международной научно-технической конференции. – Нальчик, 2009. С. 79-82.
7. Официальный сайт компании Cimatron Group – Режим доступа: www.cimatron.com.
8. Галкин, В. «FeatureCAM» - эффективное решение для многозадачных станков с ЧПУ / В. Галкин // САПР и графика. – 2008. – №6. – С. 85-87.
9. Официальный сайт компании InventorCAM – Режим доступа: www.inventorcam.com.
10. Официальный сайт компании GibbsCAM – Режим доступа: www.gibbscam.com.

**ВЛИЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОЙ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ
ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЙ НА ТЕМПЕРАТУРУ НАГРЕВА ОБРАЗЦОВ ПРИ
ТРЕНИИ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В данной работе представлены результаты экспериментальных исследований поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки (ПВ ТМО) металлопокрытий на температуру нагрева образцов при трении. Показано, что образцы, упрочненные ПВ ТМО, имеют меньшую температуру нагрева при трении, чем образцы, закаленные с нагревом ТВЧ (токами высокой частоты), что объясняется повышением износостойкости при ПВ ТМО.

При исследовании износостойкости важным показателем является температурное состояние трущихся поверхностей. Повышение температуры вследствие преобразования механической работы в тепловую энергию может до некоторой степени характеризовать процесс изнашивания и в тоже время существенным образом влиять на интенсивность износа.

При относительном скольжении генерируемое в пятнах контакта тепло распространяется в глубь обоих трущихся тел, а также в окружающую среду. Распределение тепловых потоков зависит от теплофизических свойств трущихся материалов, размеров тел, условий теплоотвода и т.д. Анализ расчетных формул показывает, что интенсивность теплового потока определяется работой трения и величиной площадки, на которой она генерируется. При постоянных условиях испытания и одинаковых размерах испытываемых образцов температура последних будет зависеть только от работы трения и, следовательно, исключительно от интенсивности износа.

Измерение температур поверхностных слоев при трении затруднено в связи с отсутствием точных методов измерения. Существующие методы определения температуры с применением естественных и искусственных термопар позволяют определять температуру на сравнительно большом расстоянии от поверхности трения. Однако, исследование этого вопроса даже приближенными методами, дает возможность судить о происходящих процессах в местах контактов.

В настоящей работе было проведено исследование влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки (ПВ ТМО) на температуру нагрева образцов при трении.

В качестве объекта исследования был выбран металл, наплавленный проволокой НП-65Г под слоем легированного флюса (С-0,51%, Cr-2%, Mn-0,91%, Si-0,46%). Наплавку производили на заготовки цилиндрической формы из нормализованной стали 40Х.

Выбор способа наплавки и наплавочных материалов обусловлен их массовым применением в ремонтном производстве.

ПВ ТМО производилась по схеме: нагрев до температуры 1210...1230К, поверхностная пластическая деформация путем обкатки роликом и немедленная закалка с последующим низкотемпературным отпуском.

Поверхностную пластическую деформацию осуществляли путем обкатки роликом с оптимальным усилием обкатки 3000Н. Технологические параметры обкатки: диаметр ролика - 100мм, радиус деформирующей части ролика - 10мм, частота вращения заготовки - 320мин, продольная подача - 0,95мм/об.

Для нагрева заготовок использовалась высокочастотная установка Л32-67. Все образцы после закалки и ПВ ТМО подвергались низкотемпературному отпуску при температуре 473К в течение двух часов. При этом твердость заготовок составляла HRC55..58.

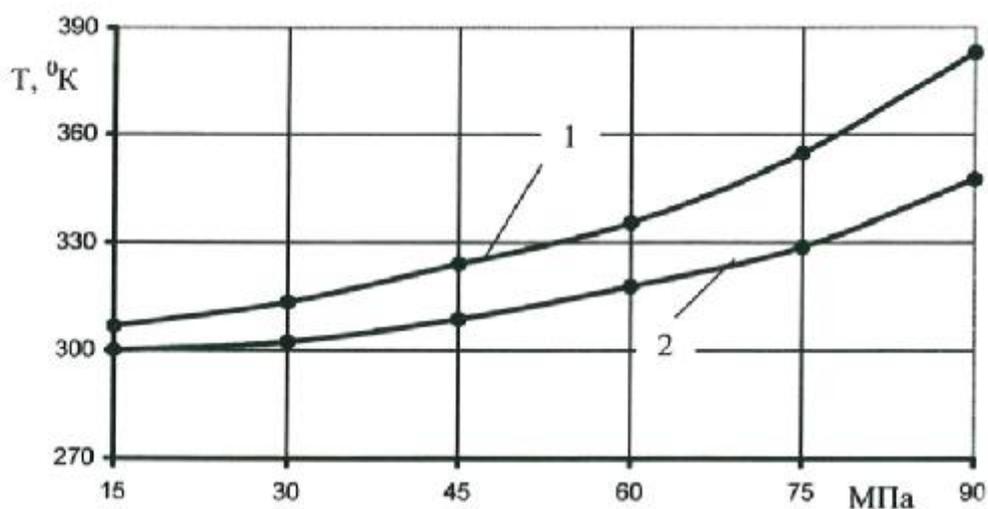
Исследование температуры, возникающей при трении, проводилось на модернизированной машине трения МСТ-1 в условиях обильной смазки методом искусственной термопары [1]. При этом применялись образцы размером 5x5x10 мм, которые вырезались из закаленных заготовок, а также упрочненных ПВ ТМО. В качестве контртела применялись диски из чугуна ВЧ-10-4 с твердостью НВ 302...363. Шероховатость трущихся поверхностей образца и диска составляла $Ra=0,16...0,32\text{мкм}$. В качестве смазывающей жидкости использовалось масло МГ-10.

Медь-константановая термопара приваривалась в двух точках на боковых поверхностях образцов на расстоянии 0,4...0,5мм от поверхности трения. Приварка электродов термопары производилась на машине точечной конденсаторной сварки типа ТКМ-7. Расстояние между точками приваривания составляло 1,5...2мм.

Сводные концы спая термопары соединялись отводными проводниками и помещались вне испытательной машины. Термопары были предварительно протарированы по ртутному термометру. Изменение термоЭДС, возникающих в термопаре при нагреве образцов в процессе трения и тарировке термопар производилось милливольтметром.

Температура образцов исследовалась при скорости скольжения 2,5м/с и давлении от 15 до 90 МПа.

Запись показаний милливольтметра производилась после установившегося режима трения. Для получения средней величины измерения при различных давлениях производилось в общей сложности 12... 15 измерений на шести образцах. Температура масляной ванны практически оставалась постоянной. Это обеспечивалось охлаждением. Результаты исследований приведены на рис. 1.



1 – наплавка + закалка; 2 – наплавка + ПВ ТМО

Рис. 1. – Зависимость температуры нагрева образцов от величины давления

Из рисунка 1 видно, что с увеличением давления при трении температура образцов повышается. Более интенсивный рост температуры наблюдается у образцов закаленных с нагревом ТВЧ. Образцы, упрочненные ПВ ТМО, во всех случаях имеют меньшую температуру. Это можно объяснить уменьшением работы трения и увеличением износостойкости, являющихся следствием ПВ ТМО.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кончиц В.В. Электропроводность точечного контакта при граничной смазке // Трение и износ. 1991, т.12, №2. - с.267-277.
2. Шаврин О. И. Технология и оборудование термомеханической обработки деталей машин. – М.:Машиностроение. 1983. – 76 с.
3. Беляев Г.Я., Сакович Н.А. Триботехнические свойства металлопокрытий, упрочненных поверхностной термомеханической обработкой // Машиностроение. - Мн., 2000. - Вып.16 - с. 149-153.

**ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРОЛИТНОЙ АНОДНОЙ ОБРАБОТКИ В
МЕТАЛЛООБРАБАТЫВАЮЩЕЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Показано, что при плавном повышении напряжения в диапазоне от 0 до 550 В, приложенного к активному аноду, анодный процесс последовательно проходит через пять стадий (режимов). Приведены характеристики режимов и области применения в промышленных масштабах электролитной анодной обработки в водных растворах электролита при различных рабочих напряжениях.

Анодный и катодный процессы в водных растворах электролита имеют ряд существенных различий в природе физико-химических явлений, протекающих вблизи и на поверхности активного электрода, под которым понимают электрод с меньшей площадью поверхности. Анодный процесс сопровождается растворением, а катодный при определенных напряженностях электрического поля – эрозией металла. При плавном повышении напряжения в диапазоне от 0 до 550 В, приложенного к активному аноду, анодный процесс последовательно проходит через пять стадий (режимов): электролиз, коммутационный режим, режим электролитно-плазменного нагрева, электрогидродинамический и электролитно-разрядный режимы [1]. На рис. 1 представлена схематичная обобщенная вольтамперная характеристика анодного процесса.

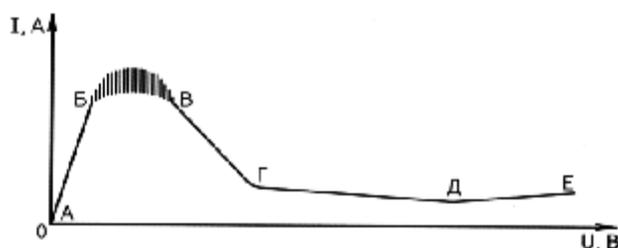


Рис. 1. – Схематичная обобщенная вольтамперная характеристика анодного процесса

Режим электролиза реализуется при относительно низких рабочих напряжениях (область АБ на рис. . При этом температура анода близка к температуре электролита. Прохождение электрического тока в системе «металлический катод–электролит–металлический анод» подчиняется закону Ома, а количество металла, растворившегося на поверхности анода, связано законами Фарадея с количеством электричества, прошедшего через электролит. В режиме электролиза проводится электрохимическая обработка, в том числе электрохимическое полирование.

Повышение рабочего напряжения до 60–70 В и плотности тока до 6 А/см² приводит к установлению коммутационного режима обработки (область БВ на рис. , который характеризуется стохастическим образованием с частотой порядка 10,0 кГц светящейся парогазовой оболочки около поверхности анода, представляющей собой первую фазу электрического разряда в электролите [2, 3]. Вольтамперная характеристика процесса становится неустойчивой. Наблюдаются значительные по амплитуде колебания силы электрического тока. Температура анода повышается до 100 °С [4]. Цвет свечения парогазовой оболочки зависит от химического состава электролита. Например, «холодный» голубой цвет характерен для водного раствора серной кислоты, а «теплый» желтый цвет – для водного раствора серной кислоты с сульфатом натрия. Процесс сопровождается едва заметным шумом.

При увеличении плотности тока от 6 до 16 А/см² парогазовая оболочка начинает расширяться, а равномерное свечение дополняется появлением в оболочке отдельных искр, возникающих на различных участках анода и быстро перемещающихся по его поверхности. Процесс сопровождается «сухим» треском, характерным для искрового разряда. Авторы монографии [3] связывают свечение и искровые разряды в парогазовой оболочке с образованием на поверхности вольфрамового анода полупроводниковой пленки и ее искровым пробоем, а также с электролюминесцентным эффектом. Автор работы [2] полагал, что прохождение электрического тока через парогазовую оболочку и ее свечение обусловлено ионизацией газа внутри оболочки.

Исследования, проведенные А.А. Факторовичем [5], были направлены на практическое применение эффекта коммутации электрического тока в электролите при электроискровой размерной обработке и легировании поверхности металлов твердыми сплавами. Электролитический прерыватель тока применялся в сильноточных импульсных генераторах, а также в хемотронике, где электролитический прерыватель тока выполнял функции датчиков давления газа, температуры и расхода электролита, линейных и угловых перемещений. Большое число работ посвящено решению проблемы очистки поверхности проволоки, проката и слитков от минеральных смазок и окалины.

Дальнейшее повышение напряжения на аноде свыше 80–90 В приводит к стабилизации парогазовой оболочки, снижению анодной плотности тока до 0,5–1 А/см² и установлению третьего режима анодного процесса – режима электролитно-плазменного нагрева (область ВГ на рис. , который впервые был исследован Келлогом [2]). Исследования показали, что режим характеризуется устойчивым свечением парогазовой оболочки, наличием в ней искр и нагревом анода до 165–620 °С. Автор связывал стабильность оболочки и нагрев анода с эффектом пленочного кипения электролита вблизи поверхности анода. Так же, как и в коммутационном режиме, в режиме электролитно-плазменного нагрева Келлог объяснял механизм прохождения электрического тока через парогазовую оболочку газовыми разрядами, вызывающими ионизацию газа внутри оболочки.

Иную точку зрения на механизм прохождения тока высказал В.С. Мурас [6], который считал парогазовую оболочку диэлектрической и термоизоляционной средой, отделяющей поверхность анода от электролита. Им было установлено, что скачок потенциала в области парогазовой оболочки составляет 93–97% от общего падения напряжения на ванне. В.С. Мурас полагал, что сильное электростатическое поле в оболочке вызывает прорыв (замыкание) оболочки микроскопическими электролитными мостиками, которые и обеспечивают прохождение через нее электрического тока. Другая гипотеза о механизме прохождения тока через оболочку предложена в [4]. Образование парогазовой оболочки авторы монографии связывают с тепловым воздействием электрического тока на электролит в прианодной области и в значительно меньшей степени с электролизными процессами. Согласно этой гипотезы, электрическая проводимость оболочки обеспечивается за счет тлеющего и искровых разрядов.

Большой вклад в разработку теории и промышленных технологий высокотемпературного нагрева заготовок в анодном режиме обработки внесли академик АН МССР Б.Р. Лазаренко с учениками и ряд других исследователей. Разработанные технологии обеспечивают высокоскоростной нагрев заготовок до 1000 °С для последующейковки, штамповки, при изготовлении проката, термической и химико-термической обработки и получении заданных структур у специальных сплавов. Следует отметить, что, несмотря на большой объем проведенных исследований, до настоящего времени нет единой общепризнанной теории, объясняющей эффект нагрева при анодной обработке в электролите, что связано со сложностью физико-химических процессов, протекающих на поверхности анода при повышенных напряжениях. Так, например, существующие гипотезы не в состоянии объяснить установление электрогидродинамического режима анодного процесса (область ГД на рис. при незначительном повышении рабочего напряжения после установления стабильного режима нагрева или изменении химического состава и концентрации раствора электролита. Электрогидродинамический режим характеризуется наличием самоорганизованных гидродинамических потоков в электролите, прогнозируемым растворением металла на поверхности анода, снижением анодной плотности тока до 0,15–0,4 А/см² и температуры анода до 90–100 °С [4]. Переход от режима высокотемпературного нагрева к

электрогидродинамическому режиму исследователи связывают с увеличением толщины парогазовой оболочки, ее неустойчивостью и срывом на отдельных участках поверхности анода, с химическим составом, концентрацией, коэффициентом поверхностного натяжения и кинематической вязкостью электролита, возникновением в электролите мелких заряженных пузырьков и коронных электрических разрядов в парогазовой оболочке [4, 5].

Исследованию эрозии поверхности анода при повышенных рабочих напряжениях посвящено большое число работ. В работах [3, 7] отмечается, что в коммутационном режиме обработки наблюдается интенсивное растворение поверхности анода, а в режиме электролитно-плазменного нагрева оно отсутствует или имеет очень малую величину. Авторы работ [8, 9] установили, что поверхность образцов из стали Ст3 после обработки в режиме электролитно-плазменного нагрева в водном электролите, содержащем 3 масс.% соляной кислоты и 10 масс.% ацетона, покрыта черной оксидной пленкой FeO, образовавшейся, по их мнению, в результате высокотемпературного окисления железа. Выход металла по току в расчете на Fe²⁺ составлял от 5 до 40%. При переходе в электрогидродинамический режим обработки эрозия анода резко возрастала. При этом черная оксидная пленка на поверхности анода отсутствовала, а выход металла по току в расчете на Fe²⁺ составил 150–160%. Авторы предположили, что это обусловлено процессом растворения металла при высоких анодных плотностях тока, механизм которого они не детализировали.

Авторы работы [10] исследовали эрозию поверхности анода из стали 10 и хрома при электролитно-плазменном нагреве и в электрогидродинамическом режиме при обработке в водных растворах серной кислоты, хлорида аммония, гидроксида и хлорида натрия. Было установлено, что наибольшая скорость эрозии наблюдалась в электрогидродинамическом режиме в области рабочих напряжений от 220 до 280 В при обработке в 20%-ом водном растворе хлорида аммония. При этом максимальный выход металла по току составил 220% для стали 10 в расчете на Fe²⁺ и 400% для хрома в расчете на Cr³⁺. В режиме электролиза выход по току для стали 10 был близок к 100%. При обработке в электрогидродинамическом режиме в 2%-ом водном растворе гидроксида натрия максимальный выход по току для стали 10 составил 31% и 130% для хрома. В этом же электролите в режиме электролиза выход по току для стали 10 не превышал 0,5%. Аналогичные характеры зависимости растворения хрома и стали 10 от рабочего напряжения авторы получили для 20%-го водного раствора хлорида натрия и 30%-го водного раствора серной кислоты. При этом максимальное значение выхода металла по току при обработке в 30%-ом растворе серной кислоты достигало 500% для хрома и 300% для стали 10. Авторы работы объясняют повышенный съем металла при обработке в электрогидродинамическом режиме комбинацией интенсивного электрохимического растворения и электрической эрозии поверхности анода под действием искровых разрядов.

Впервые на возможность полирования поверхности металлов в электрогидродинамическом режиме обработки обратил внимание В.С. Мурас [11]. По его мнению, поверхность анода под воздействием электролитных мостиков подвергается эрозионной полировке. Однако маловероятно получить зеркальную поверхность в условиях ее электрической эрозии. Авторам патента [12] удалось обеспечить полирование заготовок из одно- и многофазных сплавов, в частности из латуни, с приданием поверхности зеркального вида в режиме электролитно-плазменного нагрева. Однако, начиная с момента выдачи первого авторского свидетельства [13], большинство ученых, занимающихся исследованием процесса полирования металлов и сплавов в водных растворах электролита при высоких рабочих напряжениях, обоснованно считают, что высокого качества поверхности можно достичь только в электрогидродинамическом режиме. Метод обработки, разработанный в Белорусском политехническом институте, получил название «электроимпульсное полирование металлов и сплавов» [14]. Следует отметить, что недостаточная изученность физико-химических закономерностей электрогидродинамического режима обработки и необоснованное предположение исследователей о механизме электрической проводимости парогазовой оболочки, базирующееся на электрических разрядах типа тлеющего или коронного [3], послужили основанием для использования термина «электролитная плазма», вследствие чего впоследствии метод электроимпульсного полирования был назван плазменно-электролитной полировкой, электролитно-плазменной и электролитно-разрядной обработкой (полировкой). По этим причинам англоязычное название метода до настоящего времени также не общепринято:

Plasma-electrolytic polishing (США, Словакия), Plasma polishing (EPP process) (Германия, Нидерланды), Electro plasma polishing (Китай) и Electro-discharge polishing (Болгария).

В настоящее время электроимпульсное полирование широко применяется в промышленных масштабах для финишной обработки преимущественно наружных поверхностей деталей различного назначения, изготовленных из сплавов на основе железа, хрома, никеля и цветных металлов, с одновременным удалением заусенцев и округлением острых кромок, подготовки поверхности под нанесение вакуумно-плазменных покрытий, удаления дефектных вакуумно-плазменных покрытий, оксидных пленок и окалины небольшой толщины и очистки поверхности деталей от минеральных и органических загрязнений, а также для восстановления внешнего вида изделий, утративших свои первоначальные декоративные свойства в результате эксплуатации или воздействия неблагоприятных внешних факторов.

Монография [15] является одной из первых систематизированных работ, посвященных исследованию электролитно-разрядного режима анодной обработки. Изучая разрядные явления на алюминиевом аноде при рабочем напряжении свыше 340 В, авторы обнаружили «вытеснение искр» с поверхности анода в отчетливо наблюдаемые газовые пузырьки. В отличие от падающей вольтамперной характеристики электрогидродинамического режима повышение напряжения обработки свыше 400 В приводит к увеличению тока разряда (область ДЕ на рис. и толщины парогазовой оболочки. На основании анализа литературных источников авторы монографии [16] полагают, что разряд в парогазовой оболочке при рабочем напряжении свыше 350 В является тлеющим.

Электролитно-разрядный режим анодной обработки пока не получил широкого применения в промышленных масштабах. В основном он используется для оксидирования поверхности вентильных металлов – алюминия, титана, тантала, ниобия, циркония и сплавов на их основе, плазменно-электролитической поликонденсации на поверхности анода неорганических полимерных соединений и для синтеза на поверхности металлов и сплавов алюмосиликатов из суспензий. В последнее время интенсивно ведутся работы по применению электролитно-разрядного режима обработки для одностадийного получения оксидного порошка и наноразмерных порошков металлов, локальной обработки поверхности металлов и сплавов с целью ее очистки, модификации, полирования и упрочнения, для очистки воды от органических и неорганических примесей и определения концентрации металлов в сточных водах, для модификации поверхности полимерных материалов и отбеливания тканей и стерилизации растворов, материалов и предметов медицинского назначения.

Таким образом, электролитная анодная обработка при различных рабочих напряжениях имеет многочисленные области практического применения. Однако недостаточная изученность физико-химических закономерностей процессов обработки при повышенных рабочих напряжениях сдерживает разработку новых высокоэффективных промышленных технологий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Здор Г.Н. Собственные радиоизлучение и ток электрического разряда как инструмент контроля и управления процессом электроимпульсного полирования / Г.Н. Здор [и др.] // Известия НАН Беларуси. Серия физико-технических наук. – 2009. – № 2. – С. 111–119.
2. Kellog, H.H. Anod effect in aqueous electrolyte / H.H. Kellog // J. of the Electrochemical Soc. – 1950. – N 4. – P. 133–142.
3. Лазаренко, Б.Р. Коммутация тока на границе металл–электролит / Б.Р. Лазаренко [и др.]. – Кишинев: АН МССР, 1971. – 74 с.
3. Дураджи, В.Н. Нагрев металлов в электролитной плазме / В.Н. Дураджи, А.С. Парсаданян; под общ. ред. А.С. Парсаданяна. – Кишинев: Штиинца, 1988. – 216 с.
4. Факторович, А.А. Исследование и применения коммутации тока в электролитах: дис. ... канд. техн. наук / А.А. Факторович. – Кишинев, 1969. – 183 с.
5. Мурас, В.С. Исследование возможности использования электролитного нагрева при волочении проволоки: дис. ... канд. техн. наук / В.С. Мурас. – Минск, 1951. – 165 с.
6. Лазаренко, Б.Р. Об особенностях электролитного нагрева при анодном процессе / Б.Р. Лазаренко [и др.] // Электронная обработка материалов. – 1974. – № 3. – С. 37–40.
7. Реснер, Э. Износ электрода при обработке малоуглеродистой стали в электролитной плазме при анодном процессе / Э. Реснер [и др.] // Электронная обработка материалов. – 1983. – № 3. – С. 59–61.

8. Зайцев, В.А. Высокотемпературная коррозия малоуглеродистой стали в условиях электроплазменной обработки / В.А. Зайцев [и др.] // Электронная обработка материалов. – 1983. – № 5. – С. 56–58.

9. Дураджи, В.Н. Исследование эрозии анода при воздействии на него электролитной плазмы / В.Н. Дураджи, И.В. Брянцев, А.К. Товарков // Электронная обработка материалов. – 1978. – № 5. – С. 13–17.

10. Мурас, В.С. Некоторые элементы процесса электролитического нагрева / В.С. Мурас // Сборник трудов ФТИ АН БССР. – Минск, 1956. – Вып. 3. – С. 53–58.

11. Verfahren zum Hochglänzen stromleitender Werkstücke im anodischen Elektrolytplasma: patentschrift 238074 DDR, С 25 F 3/16 / Н. Hoyer, E. Rößner, K. Rabending, E. Kirsche, J. Pampel; VEB Forschungszentrum. – № 2771201; 07.06.85; 06.08.86. 14. Способ электрохимической обработки: а. с. 1314729 СССР, МКИ4 С 25 F 3/16 / В.К. Станишевский, А.Э. Паршутто, А.А. Кособуцкий; Белорус. политехн. ин-т. – № 3905831; заявл. 27.05.85. – ДСП.

12. Чачин, В.Н. Метод электроимпульсного полирования сталей и цветных металлов / В.Н. Чачин [и др.]. – Минск: БелНИИНТИ Госплана БССР, 1987. – 4 с. – (Информац. листок БелНИИНТИ Госплана БССР о науч.-техн. достиж. № 87–150).

13. Гюнтершульце, А. Электролитические конденсаторы / А. Гюнтершульце, Г. Бетц. – М.: Оборонгиз, 1938. – 200 с.

14. Баковец, В.В. Плазменно-электролитическая анодная обработка металлов / В.В. Баковец, О.В. Поляков, И.П. Долговесова. – Новосибирск: Наука. Сибирское отд., 1991. – 168 с.

УДК 621.923.7

Синькевич Ю.А.

ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА НЕКОТОРЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССА

ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОГО ПОЛИРОВАНИЯ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Приведен краткий анализ факторов, влияющих на стабильность процесса электроимпульсного полирования, производительность, точность и качество обработки. Дана оценка влияния электроимпульсного полирования на эксплуатационные характеристики поверхности деталей. Показано, что для того, чтобы в полной мере реализовать все преимущества электроимпульсного полирования требуется провести комплексные исследования основных физико-химических и технологических закономерностей процесса и создать на этой основе промышленное оборудование, соответствующее мировому уровню развития машиностроения.

Введение. Электроимпульсное полирование (ЭИП), обладая преимуществами, характерными для химического и электрохимического полирования, выгодно отличается от них высокой производительностью и стабильностью качества обработки, экологической безопасностью, низкой себестоимостью обработки единицы поверхности и возможностью полной автоматизации управления и контроля параметров процесса обработки. В последнее время вопросам, связанным с исследованием процесса ЭИП и его внедрением в производство, уделяется большое внимание в Беларуси, Болгарии, Германии, Китае, Нидерландах, России, Словакии, США, Украине и других странах. Однако, несмотря на значительный объем исследований физико-химических и технологических аспектов процесса, проведенных учеными разных школ, и большое количество научных публикаций и патентов, широкое внедрение ЭИП в промышленных масштабах сдерживается отсутствием высокоэффективных технологий и серийного технологического оборудования, для разработки которых необходимы систематизированные теоретические и экспериментальные данные о физико-химических процессах, протекающих на обрабатываемой поверхности и в парогазовой оболочке (ПГО), механизмах и основных закономерностях электрической проводимости ПГО, анодного растворения металлов и компонентов сплавов, сглаживания неровностей профиля поверхности

и формирования топографии, о влиянии технологических режимов на точность и производительность обработки, качество, механические свойства и эксплуатационные характеристики поверхности деталей. По этой причине проведем краткий анализ известных данных о физико-химических и технологических закономерностях процесса ЭИП.

Стабильность процесса ЭИП. Процесс ЭИП считается стабильным в том случае, если вся обрабатываемая поверхность заготовки покрыта сплошной, динамически устойчивой ПГО, в электрической цепи отсутствуют пульсации электрического тока большой амплитуды, а температура заготовки равна температуре электролита или незначительно ее превышает. Одним из важных факторов, влияющих на стабильность процесса, является соотношение площадей поверхностей анода S_a и катода S_k ($S_a:S_k$). При нарушении баланса площадей происходит инверсия анодного процесса в катодный – анодный электрогидродинамический режим обработки (режим ЭИП) скачкообразно изменяется на режим катодного нагрева. При этом ПГО исчезает около поверхности анода (обрабатываемой заготовки) и одновременно образуется около поверхности катода. Поверхность заготовки начинает интенсивно травиться, что приводит к потере ее качества и точности. При характерных для процесса ЭИП рабочих напряжениях в ПГО около поверхности катода загорается аномальный тлеющий разряд [1] (рис. , вызывающий интенсивную эрозию и нагрев катода вплоть до его плавления. Катод разрушается и выходит из строя. В установках ЭИП катодом обычно служит корпус электролитической ванны.

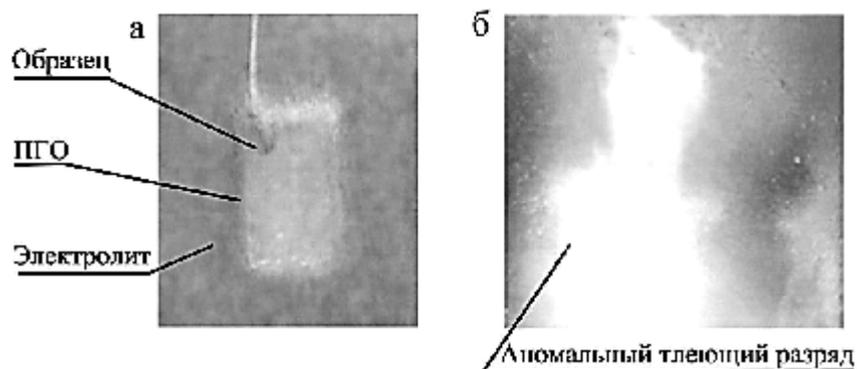


Рис. 1. – Внешний вид анодного (а) и катодного (б) процессов при рабочем напряжении 300 В

Следует отметить, что учет перечисленных обстоятельств важен при расчете максимально допустимой загрузки ванны как на этапе проектирования технологического оборудования, так и на этапе его промышленной эксплуатации. Однако на сегодняшний день экспериментально обоснованного соотношения площадей поверхностей электродов для процесса ЭИП не установлено. Основываясь на опыте электрохимического полирования, авторы работы [2] утверждают, что соотношение площадей поверхностей электродов должно составлять более чем 1:5.

Таким образом, несмотря на очевидную практическую значимость стабильности процесса ЭИП, до настоящего времени данному аспекту не уделялось должного внимания.

Производительность и качество обработки. Одними из основных факторов, существенно влияющих на ход анодного растворения металла в условиях ЭИП и в значительной мере определяющих производительность обработки и качество поверхности, являются химический состав и свойства электролита. К настоящему времени разработано достаточно большое количество составов электролита для ЭИП заготовок из различных металлов и сплавов. Однако следует отметить, что из-за отсутствия в литературе информации о возможных химических и электрохимических реакциях, протекающих на поверхности электродов, в ПГО и электролите, значительно затруднен целенаправленный поиск составов электролита для ЭИП различных по химическому составу и свойствам металлов и сплавов.

Для ЭИП низколегированных углеродистых и коррозионностойких сталей наибольшее распространение получили электролиты на основе водных растворов солей аммония. В

авторском свидетельстве [3] для ЭИП коррозионностойких сталей предложен 2–6%-ый водный раствор сульфата аммония. В работе [4] установлено, что оптимальным составом для ЭИП низколегированных углеродистых сталей является 1–4%-ый водный раствор хлорида аммония. Большой вклад в разработку составов электролитов внесли ученые Белорусского национального технического университета и Объединенного института энергетических и ядерных исследований – Сосны Национальной академии наук Беларуси. Разработанные составы позволяют полировать изделия, изготовленные из сплавов на основе железа, хрома и никеля, а также из цветных металлов и сплавов на их основе.

Управлять производительностью и качеством обработки путем регулируемого съема металла возможно, в частности, за счет выбора состава раствора электролита. Так, введение маннита в количестве 0,5–4 масс.% в 2–6%-ый водный раствор сульфата аммония позволяет при обработке сталей 0,8кп, 12Х18Н9Т и 40Х13 повысить скорость съема металла на 16,7% и блеск поверхности на 49–53% при относительном сглаживании шероховатости 70–79% [5]. Однако, несмотря на расширение технологических возможностей процесса ЭИП, промышленное применение двух- и трехкомпонентных составов электролита сопряжено со значительными трудностями по корректировке концентрации компонентов растворов вследствие их неравномерной выработки в процессе работы.

Согласно описанию к патенту [6], повышение производительности и качества обработки может быть достигнуто за счет применения импульсного источника тока. По данным автора, при ЭИП поверхности с исходной шероховатостью Ra 6,3 мкм в течение 1–3 мин шероховатость поверхности снижается до Ra 0,01 мкм. Однако, учитывая результаты исследований, приведенные в [4] и других научных публикациях, и отсутствие в описании к патенту информации о способе применения импульсного источника тока и его влиянии на интенсивность обработки ставят под сомнение возможность достижения заявленных результатов.

В работе [7] предлагается повысить производительность и качество обработки при одновременном снижении в 1,5–2 раза энергоемкости процесса ЭИП за счет дополнительного наложения на заготовку ультразвуковых колебаний с амплитудой 5–50 мкм и частотой 20 кГц. Предполагается, что под действием ультразвуковых колебаний заготовка будет перемещаться внутри ПГО и периодически приближаться к поверхности колеблющегося электролита, приводя к снижению плотности тока и повышению производительности обработки. Однако в работе отсутствует экспериментальное обоснование предлагаемого решения.

В патенте [8] предлагается повысить производительность обработки при одновременном снижении энергопотребления и риска поражения обслуживающего персонала электрическим током за счет полирования при напряжении до 80 В в течение 2–60 с в электролитах, содержащих сильные неорганические кислоты. Так, для обработки коррозионностойких сталей предлагается использовать водный раствор, содержащий наряду с другими компонентами 70% фосфорной кислоты. Следует отметить, что применение этих электролитов резко снижает экологическую безопасность процесса ЭИП.

Повысить производительность на 45–50% и качество обработки в патенте [9] предлагается путем применения автоматизированного комплекса ЭИП за счет автоматического поддержания параметров технологического процесса в узком диапазоне значений и автоматизации операций полирования, промывки заготовок и их загрузки–выгрузки.

Исследователями уделяется большое внимание изучению влияния температуры электролита на интенсивность съема металла и качество обработки. В работе [10] впервые показано, что повышение температуры электролита приводит к значительному снижению величины съема металла вне зависимости от химического состава обрабатываемого сплава и вида предварительной термической обработки. Установлено, что, чем ниже температура электролита, тем интенсивнее протекает процесс ЭИП, но при этом увеличивается риск смещения процесса в область коммутационного режима, сопровождающегося «бросками» тока, дугowymi разрядами между технологической оснасткой и заготовкой, прижогами острых и нагревом тонких конструктивных элементов заготовки. Позже аналогичные результаты были получены авторами других работ. Однако до сих пор механизм съема металла в условиях ЭИП, учитывающий природу обрабатываемого материала, физико-химические свойства раствора электролита и режимы обработки, однозначно не установлен.

В работе [10] впервые установлено, что при ЭИП низколегированных углеродистых и коррозионностойких сталей минимально достижимая шероховатость поверхности составляет Ra 0,03–0,02 мкм. При этом скорость снижения и уровень достигаемой шероховатости определяются величиной исходной шероховатости, составом раствора электролита, технологическими режимами обработки, микроструктурой и фазовым составом обрабатываемого сплава. В более поздних работах других авторов были получены аналогичные результаты. Следует отметить, что в настоящее время вследствие отсутствия систематизированных экспериментальных данных о динамике сглаживания шероховатости поверхности в зависимости от указанных выше факторов продолжительность обработки, как правило, определяется опытным путем.

В работах [12, 13] и других представлены результаты исследований влияния ЭИП на твердость поверхности сталей Ст3; 20; 30ХГСА; 08Х18Н10 и 12Х18Н10Т. Снижение твердости поверхности авторы работ связывают с удалением наклепанного поверхностного слоя металла, возможным отпуском или отжигом вследствие локального термического воздействия ПГО на тонкий поверхностный слой или снижением в поверхностном слое количества карбидов и карбонитридов вследствие их избирательного травления. В более ранней работе [10] было показано, что влияние ЭИП на твердость поверхностного слоя имеет более сложный характер.

Точность обработки. Для обеспечения точности обработки с заданным качеством поверхности на этапе проектирования технологического процесса ЭИП следует учитывать ряд факторов. В работах [14, 15] и других приведены данные о влиянии глубины погружения заготовки в электролит на величину съема металла. Показано, что зависимость скорости съема металла от глубины погружения описывается линейной функцией. Установлено, что увеличение глубины погружения на каждые 100 мм повышает скорость съема на 10–14%. Авторы работ связывают этот эффект с ростом гидростатического давления, температурным градиентом в вертикальном направлении, турбулентным перемешиванием электролита вследствие образования и роста пузырьков пара и газа и их движением к поверхности электролита с переменной скоростью.

Для снижения неравномерности съема металла по длине при ЭИП вертикально расположенной в электролите длинномерной заготовки в авторском свидетельстве [16] предлагается использовать пароотвод с перфорированным каркасом, расположенным коаксиально обрабатываемой заготовке. По мнению авторов, применение пароотвода должно способствовать отводу газообразных продуктов от обрабатываемой поверхности, в результате чего толщина ПГО на всех участках поверхности заготовки будет одинаковой, а градиент гидростатического давления электролита по длине заготовки должен иметь минимальное значение.

В работах [15, 17] экспериментально установлено влияние кривизны обрабатываемой поверхности на точность обработки вследствие различий в толщине ПГО в различных областях кривизны. Показано, что ЭИП выпуклых поверхностей приводит к увеличению съема металла в криволинейной области заготовки по сравнению с плоским участком, а ЭИП вогнутых поверхностей – к снижению. Теоретическое обоснование этого эффекта приведено в [14].

В авторском свидетельстве [18] предлагается повысить точность и качество обработки при ЭИП заготовок сложной конфигурации за счет изменения угла наклона катодов по отношению к криволинейным участкам поверхности заготовок и регулирования межэлектродного расстояния. Предполагается, что это позволит регулировать плотность электрического тока на обрабатываемой поверхности. Для стабилизации процесса ЭИП предлагается создавать направленный снизу вверх принудительный ламинарный поток электролита, который должен исключить срыв ПГО около поверхности заготовки.

Для повышения точности обработки полых изделий за счет более равномерного съема металла в патенте [19] предлагается вводить в обрабатываемую полость дополнительный вращающийся катод в форме стакана, в нижней части которого расположены отверстия. Вращение катода должно обеспечить эффективную циркуляцию электролита в нижней полости заготовки, а принудительная циркуляция электролита должна способствовать более равномерному теплоотводу от стенок полости. Предполагается, что предложенное решение позволит ликвидировать области локального перегрева электролита, обеспечить постоянную плотность тока и стабилизировать ПГО за счет центробежных сил.

Согласно [20, 21] и других работ, повысить точность и производительность обработки при ЭИП заготовок сложной конфигурации возможно за счет придания заготовке дискретного или равномерного вращательного движения, а также качательного движения с переменной угловой скоростью. Эти движения должны снизить негативное влияние неравномерности структуры ПГО на съем металла и обеспечить более легкий отвод газообразных продуктов, что должно привести к более равномерному съему металла и сглаживанию шероховатости обрабатываемой поверхности. В монографии [17] показано, что ЭИП можно использовать не только для финишной обработки поверхности, но и в качестве формообразующей операции при обработке длинномерных деталей типа тел вращения малого диаметра. Так, при изготовлении ступенчатого ультразвукового волновода длиной 540 мм из коррозионностойкой нагартованной стали 12X18H10T на экспериментальной установке ЭИП, оснащенной приводами вращения и продольного перемещения заготовки, обеспечивается формообразование цилиндрических ступеней волновода $\varnothing 1,0$; 1,6 и 1,9 мм с отклонением от круглости менее 0,005 мм и шероховатостью поверхности Ra 0,08 мкм.

Таким образом, во многих работах отмечено, что при ЭИП на точность обработки существенное влияние оказывают самоорганизованное или принудительное движение электролита и его рассеивающая способность, под которой понимают степень равномерности распределения электрического тока на обрабатываемой поверхности. Однако влияние межэлектродного расстояния, геометрической формы электролитической ванны, расположения обрабатываемых заготовок относительно друг друга и относительно стенок ванны на точность обработки, несмотря на практическую значимость этих факторов, до настоящего времени не исследовано. В конечном итоге, вследствие недостатка экспериментально обоснованных данных о рассеивающей способности электролита при ЭИП деталей с высокими требованиями к точности размеров приходится использовать сложную технологическую оснастку, что значительно снижает производительность и повышает стоимость обработки.

Эксплуатационные характеристики поверхности деталей. Исследование влияния ЭИП на эксплуатационные характеристики поверхности деталей имеет важное научное и практическое значение. Однако, несмотря на широкое применение ЭИП в промышленных масштабах, до настоящего времени известны лишь ограниченные сведения о влиянии ЭИП на эксплуатационные характеристики поверхности деталей. Так, в работе [12] приведены данные о контактном электрическом сопротивлении, коэффициенте трения и износостойкости поверхности стали 20 после механического, химического, электрохимического полирования и ЭИП. Показано, что ЭИП обеспечивает меньшую величину контактного электрического сопротивления и коэффициента трения и большую износостойкость, которая выше на 22 и 32% по сравнению соответственно с механически и электрохимически полированными поверхностями.

В работах [17, 22, 23] представлены результаты коррозионных испытаний аустенитных коррозионностойких сталей 08X18H10 и 12X18H10T в 0,9%-ом водном растворе хлорида натрия. Исследовалось влияние концентрации и температуры электролита, глубины погружения образца, продолжительности ЭИП и микротвердости поверхности на потенциал коррозии. Авторы работ считают, что повышение коррозионной стойкости связано с удалением дефектного поверхностного слоя металла, снижением шероховатости и микротвердости поверхности.

Таким образом, проведение комплексных экспериментальных исследований влияния ЭИП на эксплуатационные характеристики поверхности позволит значительно расширить область применения технологий ЭИП, номенклатуру обрабатываемых металлов и сплавов и повысить надежность деталей и узлов различного назначения.

Вывод. Для того, чтобы в полной мере реализовать все преимущества ЭИП требуется провести комплексные исследования основных физико-химических и технологических закономерностей процесса ЭИП и создать на этой основе промышленное оборудование, соответствующее мировому уровню развития машиностроения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Райзер, Ю.П. Основы газоразрядных процессов / Ю.П. Райзер. – М.: Наука, 1980. – 416 с.

2. Словецкий, Д.И. Электрический разряд в электролитах – источник неравновесной плазмы при атмосферном давлении / Д.И. Словецкий, С.Д. Терентьев [Электронный ресурс]. – 2005. – Режим доступа: <http://www.isuct.ru/istapc2005/proc/5–23.pdf>. – Дата доступа: 19.08.2015.

3. Способ электрохимической обработки: а. с. 1314729 СССР, МКИ4 С 25 F 3/16 / В.К. Станишевский, А.Э. Паршутто, А.А. Кособуцкий; Белорус. политехн. ин-т. – № 3905831; заявл. 27.05.85. – ДСП.

4. Янковский, И.Н. Электроимпульсное полирование коррозионностойких и углеродистых конструкционных сталей с обеспечением заданного комплекса свойств обрабатываемых поверхностей: дис. ...канд. техн. наук: 05.03.01 / И.Н. Янковский. – Минск, 2008. – 187 с.

5. Раствор для полирования стальных изделий: а.с. 1515785 СССР, МКИ4 С25 F 3/16 / В.К. Станишевский, Г.Е. Слепнев, Л.М. Семенов, А.Э. Паршутто, А.А. Кособуцкий; Белорус. политехн. ин-т. – № 4358303; заявл. 30.11.87. – ДСП.

6. Способ электроимпульсной обработки металлических деталей: пат. 2186662 РФ, МПК7 В 23 Н 5/02, 5/12, С 25 F 3/24 / Е.И. Ботов; заявитель Е.И. Ботов – № 99118730; заявл. 27.08.1999; опубл. 10.08.2002 // Официальн. бюл. / Российское агентство по патентам и товарным знакам. – 2002. – № 22.

7. Клубович, В.В. Исследование способов интенсификации электролитно-разрядной обработки ультразвуковыми воздействиями / В.В. Клубович, В.А. Томило, Е.В. Хрущев // Материалы, технологии и оборудование в производстве, эксплуатации, ремонте и модернизации машин: сб. науч. трудов VI Междунар. науч.-техн. конф., Новополоцк, 24–26 апр. 2007 г.: в 3 т. / Полоцкий гос. ун-т; под общ. ред. П.А. Витязя, С.А. Астапчика. – Новополоцк, 2007. – Т. 3. – С. 15–18.

8. Plasma-electrolytic polishing of metals products: pat. 2010/0200424 А 1 U.S., С 25 F 3/16 / А. Mayorov, А. Berkovich; А. Mayorov, А. Berkovich. – № 61/150881; 02.09.2009; pub. 08.12.2010 [Electronic resource]. – 2011. – Mode of access: Ошибка! Недопустимый объект гиперссылки.. – Date of access: 22.04.2012.

9. Автоматизированный комплекс электроимпульсного полирования деталей: пат. 2049163 РФ, МПК6 С 25 F 3/16 / Л.Г. Одинцов, А.К. Куценко, Э.Т. Зеликов, В.Н. Дзегиленок, Е.Н. Коваленок, Ю.И. Боровко; заявитель Л.Г. Одинцов. – № 93004361/26; заявл. 01.02.93; опубл. 27.11.95 // Официальн. бюл. / Комитет РФ по патентам и товарным знакам. – 1995. – № 33.

10. Синькевич, Ю.В. Влияние электролитной анодной обработки на удельный съем и микротвердость поверхности сталей / Ю.В. Синькевич, Е.Я. Головкина, С.Н. Терехов // Интенсификация и автоматизация отделочно-зачистной обработки деталей машин: тез. докл. науч.-технич. конф., Ростов–на–Дону, 1988 г. / Ростовский ин-т сельскохоз. машиностр.; редкол.: А.П. Бабичев [и др.]. – Ростов–на–Дону, 1988. – С. 65–67.

11. Головкина, Е.Я. Исследование параметров шероховатости поверхности стальных деталей после электроимпульсного полирования и нанесения тонкопленочных покрытий / Е.Я. Головкина [и др.] // Известия ВУЗов СССР. Сер. Машиностроение. – 1989. – № 6. – С. 134–138.

12. Хмыль, А.А. Влияние метода полирования стали на шероховатость и эксплуатационные свойства контактных поверхностей / А.А. Хмыль [и др.] // Трение и износ. – 1996. – Том 17. – № 4. – С. 491–496.

13. Новиков, В.И. Повышение эффективности изготовления сложнопровильных деталей из легированных сталей методом электролитно-плазменного полирования: автореф. дис. ...канд. техн. наук: 05.02.07 / В.И. Новиков; СПб гос. политехн. ун-т. – СПб, 2010. – 19 с.

14. Синькевич, Ю.В. Электроимпульсное полирование деталей из коррозионностойких и углеродистых конструкционных сталей: дис. ...канд. техн. наук: 05.03.01; 05.02.08 / Ю.В. Синькевич. – Минск, 1998. – 163 с.

15. Фомихина, И.В. Исследование влияния равномерности полировки различных зон сложной поверхности изделия в зависимости от глубины погружения, пространственной ориентации и скорости гидротоков при электролитно-плазменной обработке / И.В. Фомихина [и др.] // Сварка и родственные технологии: респ. межвед. сб. науч. трудов / Ин-т порошковой металлург.; ред. кол. М.А. Андреев [и др.]. – Минск, 2008. – Вып. № 10. – С. 37–42.

16. Способ электролитно-плазменной обработки длинномерных изделий и устройство для его осуществления: а. с. 1615241 СССР, МКИ5 С 25 F 7/00, С 25 D 7/06 / В.К. Станишевский, А.А. Кособуцкий, А.Э. Паршутто, В.А. Хлебцевич, И.И. Матюшевский, Б.Г. Левин; Белорус. политех. ин-т. – № 4611410; заявл. 01.12.88; опубл. 23.12.90 // Открытия. Изобретения. – 1990. – № 47.

17. Алексеев, Ю.Г. Комбинированная технология изготовления гибких ультразвуковых концентраторов-инструментов / Ю.Г. Алексеев [и др.]; под общ. ред. Б.М. Хрусталева. – Минск: БНТУ, 2015. – 203 с.

18. Устройство для электролитно-плазменной обработки изделий сложной формы: а. с. 1457461 СССР, МКИ4 С25 F 7/00 / В.К. Станишевский, А.А. Кособуцкий, С.С. Маляво, Л.М. Семенов, А.Э. Паршутто, В.А. Хлебцевич, С.В. Логинов; Белорус. политех. ин-т. – № 4207709; заявл. 18.03.87. – ДСП.

19. Устройство для полирования полых металлических изделий: пат. 984 Респ. Беларусь, МПК7 С 25 F 7/00 / С.В. Ващенко, И.С. Куликов, А.М. Дергай, В.И. Василевский, В.Л. Ермаков, Л.Г. Лукашевич; Ин-т проблем энергетики Академии наук Беларуси. – № 236 А; заявл. 06.04.93; опубл. 15.12.1995 // Афіцыйны бюл. / Нац. Центр інтэлектуал. уласнасці. – 1995. – № 4. – Ч 1.

20. Устройство для электролитно-плазменной обработки изделий сложной формы: а. с. 1659534 СССР, МКИ5 С 25 F 7/00 / В.К. Станишевский, А.А. Кособуцкий, Н.Я. Тапунов, В.Е. Владюк, П.Ф. Андрищенко, В.А. Цытик; Белорус. политех. ин-т. – № 4719467; заявл. 13.07.89; опубл. 30.06.91 // Открытия. Изобретения. – 1991. – № 24.

21. Способ электролитно-плазменного изделий сложной формы: а. с. 1775508 СССР, МКИ5 С25 А 3/16 / В.К. Станишевский, А.А. Кособуцкий, Г.Е. Слепнев, Л.М. Семенов, А.Э. Паршутто, В.А. Хлебцевич; Белорус. политех. ин-т. – № 4313121; заявл. 15.10.87; опубл. 15.11.92 // Открытия. Изобретения. – 1992. – № 42.

22. Семченко, Н.И. Коррозионное поведение аустенитных нержавеющей сталей после электролитно-плазменного полирования / Н.И. Семченко, А.Ю. Королев [Электронный ресурс]. – 2008. – Режим доступа: <http://www.isuct.ru/istarc2008/PROC/4-18.pdf>. – Дата доступа: 21.01.2015.

23. Алексеев, Ю.Г. Комплексная технология изготовления изделий медицинской техники, основанная на пластическом деформировании и физико-технических методах / Ю.Г. Алексеев, В.Н. Страх, А.Ю. Королев // Литье и металлургия. – 2005. – № 4. – С. 180–187.

УДК 621.923.7

Синькевич Ю.А.

***СОВРЕМЕННЫЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ О МЕХАНИЗМЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ
ПРОВОДИМОСТИ ПАРОГАЗОВОЙ ОБОЛОЧКИ В УСЛОВИЯХ ЭЛЕКТРОЛИТНОЙ
АНОДНОЙ ОБРАБОТКИ***

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Приведен обзор литературных данных о гипотезах и механизмах электрической проводимости парогазовой оболочки для четырех режимов электролитной анодной обработки: коммутационного, электролитно-плазменного нагрева, электрогидродинамического и электролитно-разрядного. Показано, что, несмотря на проведенные многочисленные экспериментальные и теоретические исследования электрической проводимости, тесно коррелированной с механизмами съема металла, сглаживания профиля поверхности и формирования топографии, механизм электрической проводимости парогазовой оболочки и его основные закономерности в условиях электроимпульсного полирования до сих пор не установлены.

Анодное растворение металла в водных растворах электролита приводит к сглаживанию шероховатости поверхности. Поэтому для повышения качества поверхности деталей различного назначения теоретический и практический интерес представляют исследования физико-химических закономерностей анодного процесса, в частности, исследование электрической проводимости парогазовой оболочки (ПГО), тесно коррелированной с механизмами съема металла, сглаживания профиля поверхности и формирования топографии в условиях электроимпульсного полирования.

Повышенное напряжение на электродах и сплошная ПГО около поверхности металлического анода приводят к тому, что механизм прохождения электрического тока в системе «водный раствор–ПГО–металлический анод» принципиально отличается от механизма прохождения тока в режиме электролиза. На основании результатов спектральных исследований излучения ПГО в коммутационном режиме [1], режимах электролитно-плазменного нагрева [2] и электролитно-разрядном [3] авторы работ делают вывод о наличии в ПГО электрического разряда. В спектрах излучения обнаружены линии и полосы атомарного водорода и кислорода, радикала ОН и линии, связанные с компонентами раствора электролита.

Особенностью электрического разряда в ПГО при электролитной анодной обработке является отсутствие электронной проводимости в электролите в его обычном состоянии и низкая температура электролитного катода – в приразрядной области она меньше критической температуры воды равной 374 °С. Однако факт наличия и генерации валентно несвязанных электронов в приразрядном слое электролитного катода экспериментально доказан для электролитно-разрядного режима обработки [4]. Следует отметить, что специфика электролитного катода резко ограничивает возможные механизмы эмиссии электронов из электролита.

Механизм дискретной электрической проводимости ПГО при электролитно-плазменном нагреве предложен авторами работы [5]. В эксперименте анод предварительно нагревался переменным электрическим током до температуры 700–900 °С, после чего на него подавалось напряжение 150 В и проводились спектральные исследования излучения ПГО. Возникновение электрической проводимости в ПГО не сопровождалось никакими визуально наблюдаемыми изменениями цвета свечения ПГО. Спектр свечения, полученный с помощью монохроматора в видимой области, соответствовал излучению нагретого тела (анода). На основании этого авторы сделали вывод об отсутствии электрических разрядов в ПГО и предложили режим электролитно-плазменного нагрева называть режимом анодного электролитного нагрева. По их мнению, электрическое поле в ПГО изменяет состояние иона вне электролита. Вместо потенциального порога возникает потенциальный барьер, облегчающий эмиссию заряженных частиц в ПГО (эффект Шоттки). Эмиссия происходит в местах наибольшего приближения к аноду колеблющейся поверхности раздела «водный раствор–пар», поскольку именно там достигается наиболее высокая напряженность поля и концентрация избыточных ионов. Такие участки играют роль временных центров эмиссии ионов. Перенос заряда носит импульсный характер, а наблюдаемый электрический ток является суммой перекрывающихся во времени импульсов тока из различных центров эмиссии. Повышение анодного напряжения приводит к увеличению концентрации избыточных зарядов в центрах эмиссии, ускоряет их перенос на анод и вызывает увеличение амплитуды и снижение длительности элементарного импульса тока из одного центра эмиссии. Низкочастотные пульсации электрического тока авторы работы связывают с колебаниями поверхности раздела «электролит–пар». Однако возможный механизм эмиссии ионов из электролита в ПГО авторами не раскрывается.

В монографии [6] авторы, основываясь на результатах анализа литературных источников и данных собственных экспериментальных исследований пробоя воздушного межэлектродного промежутка в системе «металлический электрод–воздух–электролитный электрод», предложили физическую модель прианодной области, согласно которой в ПГО наряду со стационарным тлеющим разрядом эпизодически возникают искровые разряды. В местах наибольшего сближения электролита с поверхностью анода под действием высокой напряженности электрического поля происходит распыление электролита с образованием электризованных микрокапель, что приводит к возникновению искровых разрядов. Авторы также полагают, что искровые разряды могут возникнуть и непосредственно между поверхностью анода и электролитом на участках, где толщина ПГО становится достаточно малой. В этом случае при бомбардировке положительными ионами поверхности электролитного катода на границе «ПГО–электролитный катод» выбиваются отрицательно заряженные ионы и электроны, в том числе гидратированные. В результате последующей ионизации атомов и молекул ПГО, производимой выбитыми электронами и ионами, возникает электрический разряд в ПГО, который обеспечивает электрическую проводимость ПГО. Кроме того, существенную роль в образовании свободных электронов, по мнению авторов, могут играть химические реакции в прикатодной области и области электрического разряда.

Экспериментальным исследованиям характеристик разряда в ПГО в режиме электролитно-плазменного нагрева посвящены многочисленные работы. Измеренные величины приэлектродных падений потенциалов в электролитной плазме оказались на порядок ниже соответствующих величин для тлеющих разрядов и ближе к падениям в дуговых разрядах [2]. Поскольку экспериментально наблюдаемый характер распределения потенциалов в электролитных разрядах отличался от распределений во всех известных типах электрических разрядов, то, по мнению авторов, разряд в электролитах является новым типом разряда, а нагрев анода обеспечивается током заряженных частиц, преимущественно ускоренных ионов.

Однако возможный механизм эмиссии ионов из электролита в ПГО авторами работ не раскрывается.

В работе [7] на основании теоретических модельных исследований разряда в режиме электролитно-плазменного нагрева авторы делают вывод о том, что электрический ток в ПГО обязан своим существованием тепловому испарению ионов с поверхности электролитного катода. Испаренные ионы в плазме разряда сталкиваются с нейтральными молекулами и атомами ПГО, в том числе возбужденными. Авторы полагают, что в результате этих столкновений происходит освобождение электронов, которые порождают электронные лавины, обеспечивающие электрический ток в ПГО и способствующие появлению в оболочке большого количества положительно заряженных ионов.

В монографии [8] на основе обширного анализа литературных данных показано, что эмиссия электронов из электролитного катода в область тлеющего разряда не может обеспечиваться известными механизмами эмиссии электронов из металлов и других твердых тел (термоэлектронной, термополевой, автоэлектронной, потенциальной ионно-электронной и фотоэлектронной эмиссией). Разряд в ПГО в электролитно-разрядном режиме обработки классифицирован как тлеющий, для которого характерны неравновесные механизмы переноса электрона через границу раздела «катод–плазма разряда». В работе [3] предложена физическая модель разряда, согласно которой катодный слой разряда с напряженностью электрического поля порядка $10^8 \text{ В}\cdot\text{м}^{-1}$ является ускорителем заряженных частиц. Положительные ионы, рожденные в катодном слое, ускоряются полем в направлении электролита. При катодном падении потенциала $U_k=400\text{--}900 \text{ В}$ протон, ускоряясь в направлении катода и имея энергию $400\text{--}900 \text{ эВ}$, при соударении в электролитном катоде с нейтральной частицей или ионом передает связанному в молекуле или ионе электрону энергию $0,4\text{--}0,8 \text{ эВ}$, которая существенно меньше потенциала ионизации воды, но близка к энергии связи электрона в отрицательно заряженном ионе. По мнению автора, в результате соударения происходит отрыв электрона от отрицательного иона, находящегося в электролите на границе фаз «электролит–ПГО», и переход электрона в газовую фазу разряда. Предложенный механизм обеспечивает слабую эмиссию электронов из электролитного катода в зону разряда с коэффициентом ионно-электронной эмиссии $\gamma=10^{-3}\text{--}10^{-5}$. Попавшие в зону разряда электроны в прикатодной области разряда ускоряются в направлении анода и ионизируют газовые молекулы воды с образованием молекулярных ионов H_2O^+ , которые при соударениях с другими частицами с энергией выше $6,2 \text{ эВ}$ фрагментируют на протоны и радикалы OH . Далее протоны под действием катодного падения потенциала ускоряются в направлении поверхности электролита и замыкают описанный процесс. Однако в математической модели зажигания разряда автор пренебрегает описанной выше вторичной эмиссией электронов из электролитного катода ввиду ее незначительности. Полагая, что газ в ПГО является оптически тонким, а электрическое поле в ней однородно, делается вывод о том, что при зажигании разряда развитие электронных лавин возможно лишь тогда, когда вторичные электроны образуются в ПГО в результате фотоионизации или за счет столкновения нейтральных частиц с ионами.

В работе [9] рассмотрены возможные механизмы переноса электрона через границу раздела «электролитный катод–плазма разряда» за счет потенциальной и кинетической ионно-электронной эмиссий. Показано, что эмиссия электронов в плазму разряда за счет потенциальной ионно-электронной эмиссии невозможна по энергетическим и стехиометрическим причинам. Согласно предложенной физической модели, эмиссия электронов в плазму разряда обеспечивается за счет кинетической ионно-электронной эмиссии и включает две стадии – внутреннюю и внешнюю. На первой стадии в приразрядном объеме электролита в результате ионизации компонентов водного раствора положительно заряженными ионами H^+ происходит рождение валентно несвязанных электронов с их быстрой последующей гидратацией. На второй стадии эмиссия электронов происходит преимущественно за счет испарения в область газового разряда тонкого приразрядного слоя электролита, содержащего рожденные на первой стадии гидратированные электроны. Энергии ускоренных в разряде ионов может оказаться достаточно, чтобы по механизму, подобному радиолизу, в приразрядной области электролита получить необходимое для поддержания разряда количество избыточных электронов. На основании теоретических исследований и экспериментальных данных произведена численная оценка средней скорости образования

избыточных электронов в единице приразрядного объема электролита и стационарной концентрации гидратированных электронов. Основываясь на полученных численных оценках, авторы полагают, что основную долю электрического тока в ПГО составляет поток ускоренных положительных ионов из разряда в сторону электролитного катода.

В работе [10] рассмотрен один из возможных механизмов электрической проводимости ПГО за счет тока анионов при испарении электролита в приразрядной области. С каждой из сторон межфазной границы «плазма разряда–электролит» существует диффузный двойной слой. Со стороны плазмы это область положительного объемного заряда вблизи электролита, формирующая прикатодное электрическое поле в области катодного падения потенциала разряда. В приразрядном объеме электролита это область отрицательного объемного заряда, образованного избыточным количеством анионов в поле положительного электрода (анода). Авторы считают, что анионы электролита могут попасть в плазму разряда одним из следующих способов или их комбинацией:

1. Послойное испарение объема электролита, непосредственно граничащего с плазмой, с сохранением его химического состава;

2. Катодное распыление жидкой фазы в виде кластеров или мелких капель с последующим полным или частичным их испарением в плазме разряда;

3. Избирательное испарение компонентов электролита с обогащением газовой фазы разряда более летучим компонентом.

Согласно численным оценкам, доля анионного тока в суммарном токе разряда при катодном падении потенциала ≈ 400 В и концентрации электролита 0,5 моль/л может составлять 24% [11] и 70% для одномолярного раствора [10].

Одним из механизмов переноса электролита в плазму разряда является возможная реализация на заряженной поверхности электролита комбинации неустойчивостей Кельвина–Гельмгольца и Тонкса–Френкеля [12]. На финальной стадии развития неустойчивости на заряженной поверхности электролита в приразрядной области образуются эмитирующие выступы с большой кривизной, с которых может происходить эмиссия сильно заряженных микрокапель и кластеров в ПГО.

Согласно монографии [6], при анодном процессе структура ПГО определяется составом, физико-химическими свойствами электролита и напряжением на электродах. Под действием электростатических сил, давления газа в ПГО и поверхностного натяжения ПГО имеет различную толщину и вибрирует с частотой от 20 до 100 Гц. В электрогидродинамическом режиме обработки в ПГО наряду с кислородом, выделяющимся на поверхности анода, содержится значительное количество водорода, образующегося в результате разложения паров воды в области электрических разрядов. Авторы считают, что электрическое поле и аномальный электролиз значительно интенсифицируют теплообмен в системе «анод–ПГО–электролит», что приводит к сильной турбулизации электролита и срыву ПГО на отдельных участках поверхности анода. Таким образом, авторы монографии, не говоря об этом прямо, указывают на стохастический пробой ПГО электролитом и периодический контакт электролита с поверхностью анода, т.е. на тепловой механизм образования ПГО. Авторы монографии [13] на основании произведенных тепловых расчетов показали, что в режиме электролитно-плазменного нагрева формирование сплошной и устойчивой ПГО около поверхности анода происходит в результате локального вскипания электролита под действием джоулева тепла, вызванного протеканием электрического тока в прианодной области.

В [14] приведены результаты осциллографических исследований электрического тока в ПГО для трех режимов анодной обработки: электролитно-плазменного нагрева, электрогидродинамического и электролитно-разрядного. Автором установлено, что ток разряда в своем составе имеет постоянную и высокочастотную составляющие. Показано, что зависимости уровня постоянной и амплитуды переменной составляющих тока от температуры электролита, рабочего напряжения и площади поверхности образца имеют сложный характер. Так, величина постоянной составляющей тока линейно возрастает при увеличении площади обрабатываемой поверхности и снижается на 36–41% при повышении температуры электролита на каждые 10 °С в диапазоне от 60 до 80 °С. В то же время площадь поверхности образца и температура электролита не оказывают заметного влияния на амплитуду и частоту переменной составляющей тока разряда. Показано, что наибольшее влияние на амплитуду

переменной составляющей оказывает рабочее напряжение. Постоянную составляющую тока автор связывает с ионной проводимостью ПГО, а переменную – с замыканием ПГО электролитными мостиками.

В работе [15] изучались спектральные характеристики радиоизлучения и тока разряда при ЭИП образцов из углеродистой и коррозионностойкой сталей в зависимости от химического состава, шероховатости поверхности образцов и степени выработки электролита. На основании полученных данных сделан вывод о том, что радиоизлучение и переменная составляющая электрического тока разряда несут информацию о химическом составе, шероховатости поверхности и степени выработки электролита. Однако приведенные результаты исследования и основанные на них выводы вызывают сомнения в связи с отсутствием информации об использованных в экспериментальной установке приборах, составах растворов электролита, марках материалов образцов и величине рабочего напряжения. В работе предложена физическая модель процесса ЭИП, согласно которой электрическая проводимость ПГО обеспечивается за счет искровых разрядов. Авторы считают, что на первой стадии искрового разряда происходит стримерный пробой ПГО. Однако строго физического обоснования возможности стримерного пробоя оболочки при электролитном катоде или ссылок на литературные данные в работе не приводится. Авторы также считают, что электрический ток в ПГО может протекать по тонким электролитным мостикам, замыкающим оболочку.

Таким образом, анализ литературных данных выявил многообразие, противоречивость и необоснованность некоторых гипотез об электрической проводимости ПГО в условиях электролитной анодной обработки. Несмотря на проведенные многочисленные экспериментальные и теоретические исследования электрической проводимости ПГО, тесно коррелированной с механизмами съема металла, сглаживания профиля поверхности и формирования топографии, механизм электрической проводимости ПГО и его основные закономерности в условиях ЭИП до сих пор не установлены.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лазаренко, Б.Р. Коммутация тока на границе металл–электролит / Б.Р. Лазаренко [и др.]. – Кишинев: АН МССР, 1971. – 74 с.
2. Словецкий, Д.И. Параметры электрического разряда в электролитах и физико-химические процессы в электролитной плазме / Д.И. Словецкий, С.Д. Терентьев // Химия высоких энергий. – 2003. – Т. 37. – № 5. – С. 355–361.
3. Гайсин, А.Ф. Струйный многоканальный разряд между твердым и электролитическим электродами в процессах модификации материалов при атмосферном давлении: автореф. дис. ...докт. техн. наук: 01.02.05 / А.Ф. Гайсин; Казанский гос. технич. ун-т им. А.Н. Туполева. – Казань, 2007. – 35 с.
4. Хлюстова, А.В. Коэффициенты эмиссии электронов из растворов электролита / А.В. Хлюстова, А.И. Максимов, В.А. Титов // ISTAPC–2002: матер. Междунар. симпоз. по теорет. и прикл. плазмохимии «ISTAPC–2002», Плёт, Россия, 2002 г. – Плёт, 2002. – Т. 1. – С. 106–107.
5. Белкин, П.Н. Исследование проводимости паровой пленки при анодном электролитном нагреве / П.Н. Белкин, В.И. Ганчар, Ю.Н. Петров // Доклады академии наук СССР. – 1986. – Т. 291. – № 5. – 1116–1119.
6. Дураджи, В.Н. Нагрев металлов в электролитной плазме / В.Н. Дураджи, А.С. Парсаданян; под общ. ред. А.С. Парсаданяна. – Кишинев: Штиинца, 1988. – 216 с.
7. Ширяева, С.О. О некоторых особенностях появления ионов вблизи заряженной поверхности интенсивно испаряющегося электролита / С.О. Ширяева, А.И. Григорьев, В.В. Морозов // Журнал технической физики. – 2003. – Т. 73. – Вып. 7. – С. 21–27.
8. Баковец, В.В. Плазменно-электролитическая анодная обработка металлов / В.В. Баковец, О.В. Поляков, И.П. Долговесова. – Новосибирск: Наука. Сибирское отд., 1991. – 168 с.
9. Поляков, О.В. Эмиссия электронов и самоподдержание разряда в условиях водного электролитного катода / О.В. Поляков, А.М. Бадалян, Л.Ф. Бахтурова [Электронный ресурс]. – 2007. – Режим доступа: <http://www.chemphys.edu.ru/media/files/2007-01-16-001.pdf>. – Дата доступа: 4.05.2013.
10. Поляков, О.В. Анионный перенос отрицательного заряда из электролитного катода в газоразрядную плазму / О.В. Поляков, А.М. Бадалян, Л.Ф. Бахтурова // Электронный журнал «Исследовано в России» [Электронный ресурс]. – 2004. – № 222. – С. 2352 – 2361. – Режим доступа: <http://zhurnal.ape.relarn.ru/articlts/2004/222/pdf>. – Дата доступа: 10.08.2013.

11. Поляков, О.В. Влияние минерализации раствора на разложение его компонентов в условиях разрядного электрорадиолиза / О.В. Поляков, А.М. Бадалян, Л.Ф. Бахтурова // Химия в интересах устойчивого развития. – 2005. – Т. 13. – С. 633–639.

12. Григорьев, А.И. Механизм развития неустойчивости заряженной поверхности жидкости / А.И. Григорьев, О.А. Григорьев, С.О. Ширяева // Журнал технической физики. – 1992. – Т. 62. – Вып. 9. – С. 13–21.

13. Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов: в 2 т. / И.В. Суминов [и др.]; под общ. ред. И.В. Суминова. – М.: Техносфера, 2011. – Т. 1. – 464 с.

14. Янковский, И.Н. Электроимпульсное полирование коррозионностойких и углеродистых конструкционных сталей с обеспечением заданного комплекса свойств обрабатываемых поверхностей: дис. ...канд. техн. наук: 05.03.01 / И.Н. Янковский. – Минск, 2008. – 187 с.

15. Исследование физико-химических процессов на границе электролит-металл в условиях мощных электрических полей и знакопеременных гидродинамических потоков и создание процессов формирования и обработки поверхностей металлических изделий сложной конфигурации: отчет о НИР (заключ.) / БНТУ; рук. темы А.А. Кособуцкий. – Минск, 2008. – 109 с. - № ГР 20062292.

УДК 621.791.92

Спиридонов Н.В., Кудина А.В., Кураш В.В.

***ПОЛУЧЕНИЕ ИЗНОСО-КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЙ ДЕТАЛЕЙ
МАШИН МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ НАПЛАВКИ С ПРИСАДКОЙ ИЗ
КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА***

Белорусский национальный технический университет

УО «Белорусский государственный аграрный технический университет»

Минск, Беларусь

При коррозионно-механическом изнашивании деталей машин, агрегатов и механизмов наиболее интенсивно подвергаются износу поверхности трения по причине протекания в контактных зонах коррозионных процессов, существенная роль в которых принадлежит биологическому фактору, инициирующему и ускоряющему коррозионное разрыхление и разрушение поверхностного слоя. Для защиты металлоповерхностей деталей узлов трения от коррозионного разрыхления и интенсивного изнашивания предложен новый состав износостойкого металлопокрытия, получаемый методом электродуговой наплавки.

Отечественный и зарубежный опыт получения защитных металлопокрытий показывают, что для повышения износ- и коррозионной стойкости поверхностей деталей машин широко применяются композиционные материалы. Это объясняется простотой технологий их получения и нанесения, экономичностью методов и, как правило, они не связаны с расходом дефицитных материалов. Известными способами получения металлопокрытий, нашедшими промышленное применение, являются химическое смешивание, разложение смеси солей, водородное восстановление, химическое осаждение, внутреннее окисление и механическое легирование. Большинство из этих способов являются дорогостоящими и экологически небезопасными. В связи с этим большой интерес представляет процесс, основанный на реакционном механическом легировании, предполагающем взаимодействие между компонентами и образование упрочняющих фаз на стадии обработки порошковой смеси при нанесении металлопокрытия. Методы легирования и способы нанесения композиционных материалов взаимосвязаны – выбранный способ получения металлопокрытия, как правило, диктует рациональный метод легирования и, наоборот, эффективный метод легирования требует применения соответствующего способа нанесения композиционного материала. При электродуговой наплавке сплошным проволочным электродом с введением композиционного материала, химический состав наплавленного металла определяется концентрацией легирующих элементов в основе, электродной проволоке и порошковой присадке. В композиционном слое металл основы и металл проволоки образуют матричный сплав, в

который вплавлены твердосплавные частицы присадки. При наплавке гомогенного покрытия все три составные части перемешиваются, образуя монолитный слой. При нанесении износостойких слоев, состоящих из твердых частиц, распределенных в более мягкой матрице, особое внимание уделяют материалу матричного слоя. Он должен иметь высокую прочность, хорошо удерживать частицы присадки в покрытии, препятствовать чрезмерному их растворению, быть химически стабильным по отношению к твердой составляющей и соответствовать требованию термомеханической совместимости. Поэтому целесообразно использовать малоуглеродистые проволоки для получения матрицы при дуговой наплавке твердых, износостойких слоев. Использование в качестве присадочного материала порошков из ферросплавов, обеспечивает получение износостойкого наплавленного металла, а высокое содержание в нем хрома (до 60%) и углерода (до 8%) дает возможность в широких пределах изменять концентрацию легирующих элементов и получать износостойкие покрытия с заданными физико-механическими характеристиками. Кинетика и результаты исследований коррозионно-механического изнашивания трибо-поверхностей деталей машин и механизмов [1] показывают, что одним из существенных разрушающих факторов поверхностей трения является коррозия (электрохимическая, химическая, водородная и биокоррозия), протекающая в зоне контакта и разрушающая поверхностный слой металла, что интенсифицирует процессы изнашивания.

Эффективным средством повышения износостойкости трибоповерхностей деталей машин и механизмов при воздействии коррозионных факторов является применение коррозионностойких металлопокрытий. Коррозионностойкие стали и сплавы металлов являются важнейшим конструкционным материалом в машиностроении и, при современном развитии техники, к ним предъявляются всё более высокие требования. Получаемые в металлургии коррозионностойкие стали разрабатывают, в основном, для службы в электролитах, т.е. в условиях воздействия электрохимической коррозии, но, в отдельных случаях, они могут успешно сопротивляться и химической коррозии. Поэтому, при протекании в контактирующих поверхностях трения процессов наводороживания или биокоррозии технически и экономически целесообразно создание специальных материалов для защитно-упрочняющих металлопокрытий, что представляет собой самостоятельную проблему. В основе формирования любого композиционного металлопокрытия электродуговой наплавкой с присадочными материалами лежит процесс массообмена между поверхностью изделия основы и компонентами наносимого материала - электрода и композита. Так как скорость протекания массоотдачи мала, то затрудняется контроль и управление процессом, что может иногда привести к снижению качества формируемых покрытий. В этой связи возникает необходимость в выборе как способа электродуговой наплавки, так и систем управления, а также контроля за процессами нанесения защитных покрытий, что существенно повышает эффективность и качество получаемой поверхности. Высокие физико-механические свойства наплавленного слоя целесообразно получать легированием металлопорошками сварочной ванны с подачей ультразвуковых колебаний на плавящийся электрод. Такая технология весьма эффективна для получения высококачественных металлопокрытий с высокими физико-механическими свойствами. Легирование железа хромом или алюминием способствует повышению стойкости к окислению, а введение небольшого количества легирующих добавок меди и никеля способствует пассивации металлов. Основными признаками, по которым оценивается метод легирования электродуговой наплавкой, являются: точность (надёжность) получения заданного химического состава наплавленного металла при возможных колебаниях режимов наплавки, однородность состава по объёму наплавленного слоя, экономичность и удобство применения метода легирования. Что касается экономичности метода легирования, то здесь необходимо учитывать целесообразность применения тех или иных легирующих элементов для данного объекта наплавки и потери этих элементов при выборе метода легирования. В настоящее время в качестве легирующего присадочного материала при электродуговой наплавке металлоповерхностей особенно перспективны порошковые сплавы и проволока, а также металлокерамическая и порошковая лента. Однако, применение этих сравнительно дорогостоящих материалов не всегда оправдано по ряду технических, технологических и экономических причин. Поэтому для широкого применения легирующих материалов постоянно требуется разработка новых композиционных составов и совершенствование

технологии их нанесения. Для получения износостойкого металлопокрытия разработан новый способ нанесения на поверхность детали легированного мелкозернистого металлопокрытия [2] методом электродуговой наплавки плавящимся электродом в среде защитного газа с применением ультразвука (УЗК), где в качестве легирующей присадки применяется новый состав износостойкой металлопорошковой смеси [3], усиливающий защитные свойства наплавленного слоя металла к биокоррозии и наводороживанию. Разработанный композиционный состав износостойкого металлопокрытия, получаемого способом электродуговой наплавки сварочной проволокой в среде защитного газа с порошковым присадочным материалом, придаёт покрытию следующие физико-механические и антикоррозионные свойства [3,4]:

1. Легирование расплава ванны металла предлагаемым составом упрочняющей присадочной смеси приводит к значительному увеличению количества упрочняющих фаз. Формируется сложное гетерофазное строение покрытия (бориды типа CrB, Cr₂B, NiB, Ni₃B₂, карбобориды B₈C, Fe₂₃(CB)₆, силициды типа CrSi₂, Mn₂₇Si₄₇, Mn₅Si₂ и др.). Наличие в покрытии боридов, карбоборидов и силицидов обеспечивает получение твердости наплавленного слоя 5... 55 HRC.

2. Включение в состав металлопокрытия меди (3...5%, масс.) позволяет формировать слой металлоповерхности с биоцидными свойствами, а повышенная износостойкость покрытия обеспечивается карбидно-боридными фазами распределенными в мягкой железо-медно-никелевой матрице. Медная компонента образует на поверхности окислы меди, которые обладают биоцидными свойствами и подавляют активность биологического фактора, препятствуя зарождению и интенсификации биокоррозионных процессов.

3. Введение в состав упрочняющей смеси хрома и алюминия способствует повышению стойкости покрытия к окислению, а сплавление с небольшими количествами меди и никеля снижают растворение водорода в стали, что повышает стойкость покрытия к наводороживанию. Кальций связывает азот, кислород и серу в стойкие тугоплавкие соединения, рафинирует и модифицирует наплавленный металл, в результате чего увеличивается стойкость против образования кристаллизационных трещин.

Более однородная структура наплавленного слоя формируется порошковой присадкой зернистостью 400...600 мкм. При структурообразовании происходит заполнение матричным расплавом пространства вокруг твердых частичек порошкового материала, что способствует установлению в структуре прочных атомных и когезионных связей, устойчивому размещению твердых частиц порошка в мягкой матричной основе. Образующиеся на поверхности покрытия кислоты и химически активные радикалы биологического происхождения способствуют образованию окислов меди, которые являются ядами для большинства микроорганизмов и тормозят развитие биокоррозионных процессов. Процентное содержание меди в металлопорошковой композиции установлено из условия обеспечения высокой износостойкости наплавленного слоя. Для проведения исследований готовились экспериментальные образцы следующим образом: на пластины из стали 45 ГОСТ 380-2005, размером 70x25x12мм электродуговой наплавкой плавящимся электродом из проволоки Св-08Г2С наносились металлопокрытия запатентованным методом с одновременным введением в расплав металла порошковой присадочной смеси разработанного состава [2,3]. Затем из наплавленных покрытий вырезались образцы размером 12x12x4мм для проведения испытаний на изнашивание, причём, толщина 4мм соответствовала толщине наплавленного слоя. Из полученных образцов формировали 5 групп. Образцы каждой группы готовились таким образом, чтобы поверхность каждого образца представляла собой зону удаленную от поверхности наплавки вглубь наплавленных валиков соответственно на 0,0; 1,0; 1,5; 2,0 и 2,5 мм. Послойное изготовление образцов осуществлялось с целью последующей проверки износостойкости наплавленного металлопокрытия по глубине. Изнашивание образцов проводили на машине трения СМТ -70 согласно методикам для проведения испытаний материалов на износостойкость при трении по ГОСТ 23.207-79 и ГОСТ 23.211-80 с подачей в зону трения следующих композиций:

- абразивная композиция состояла из кварцевого песка по ГОСТ 2138-56 фракции до 15 мкм и индустриального масла И-Г-А-32 ГОСТ 17479.4-87;

- биоконпозиция, содержащая штаммы микроорганизмов, вызывающих биокоррозионные повреждения металла соответственно для кислой и щелочной среды.

Величина износа определялась на профилографе-профилометре модели 252 по глубине вытертой канавки. Результаты испытаний на изнашивание нового металлопокрытия для электродуговой наплавки приведены в таблице. Полученные результаты показывают, что применение для трибоповерхностей деталей машин и механизмов нового состава износостойкого металлопокрытия позволяет в 1,7...1,9 раз снизить интенсивность изнашивания трибоповерхностей деталей машин и обеспечивает 6...7 класс износостойкости, что, безусловно, влечёт за собой увеличение ресурса не только узлов и агрегатов, но и машин в целом.

Исследования наплавленных покрытий на коррозионностойкость проводились по методикам в соответствии ГОСТ 9.803-88 "Методы испытаний на стойкость к воздействию биологических факторов" и ГОСТ 9.903-85 "Методы определения показателей коррозии и коррозионной стойкости". В результате исследований и анализа полученных результатов выявлены следующие общие закономерности коррозионного взаимодействия слоя металла наплавленной поверхности с контактными средами:

1. В начальный период взаимодействия поверхностных сплавов с биокоррозионными средами и электролитами происходит одновременный процесс ухода в раствор наименее стойких компонентов сплава, в результате чего формируется коррозионно-защитная структура и пассивация сплавов за счет образования хемосорбционных связей, а затем и фазовых окислов, преимущественно Cr_2O_3 , CuO , NiO , NiCr_2O_4 .

2. В дальнейшем образуются гидраты окиси хрома и никеля. Защитные свойства образующихся вторичных структур в первую очередь определяются гетерогенностью и дисперсностью сплава. В покрытиях никель не текстурирован и растворяется по всем кристаллографическим плоскостям равномерно.

3. Поверхность наплавленного слоя покрывается плёнкой из окиси и закиси меди, которая тормозит процессы биокоррозионного разрушения наплавленного слоя металла.

Распределение твердости в поверхностных зонах, наплавленных с присадкой покрытий, представлено на рисунке. Несколько большая твердость валика, наплавленного с металлопорошковой присадкой при воздействии УЗК объясняется формированием более мелкозернистой структуры под воздействием поля УЗК [5]. Понижение твердости металла в зоне термического влияния объясняется снижением температурного градиента за счет введения в расплав порошковой присадки, а также поглощением кристаллизующимся металлом упругой энергии диспергированных частиц электродного металла и отсутствием твердых фракций присадки.

I – наплавленный металл; II – зона термического влияния; III – основной металл

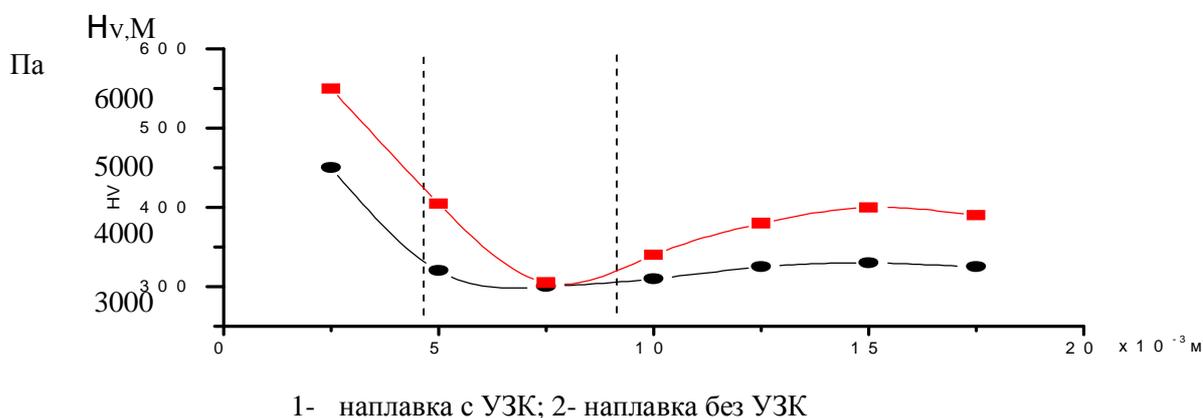


Рис. - Распределение твердости в зонах наплавленного покрытия (Св-08Г2С+металлопорошок)

Исследования структуры наплавленных образцов показали, что структура покрытий, полученных без присадочного материала и УЗК имеет крупнозернистое строение с металлургическими дефектами, в то время как структура слоя металла, наплавленного с присадкой в ультразвуковом поле формируется плотной и мелкозернистой [5]. Дробление капель плавящегося электрода ультразвуком и введение порошковой присадки способствует появлению дополнительных центров кристаллизации в расплаве металла сварочной ванны, кроме того, введение присадки уменьшает долю участия основного металла в формировании наплавленного валика, а всё это приводит к изменению характера структуры и формы зерна, уменьшению его величины, устранению столбчатости и образованию равноосного зерна. Состав присадки влияет на фазовые структурообразования наплавленного слоя, которые, в дальнейшем, определяют его эксплуатационные характеристики. Введение хрома и дробление электродных капель расплавленного металла ультразвуком способствуют измельчению зерна. Введение меди приводит к образованию медно-никелевых сплавов, что объясняется способностью меди образовывать с никелем непрерывный ряд растворов в жидком и твердом состоянии. Избыточные карбиды препятствуют росту аустенитного зерна. Поэтому, при наличии хотя бы небольшого количества нерастворимых карбидов, сохраняется мелкозернистое строение до весьма высоких температур. Никель замедляет процесс превращения аустенита. Карбидообразующие элементы вносят количественные и качественные изменения в кинетику изотермического превращения. Бориды никеля и хрома, распределяясь в расплаве металла, образуют с ним в наплавленном слое твердосплавные включения в мягкой матричной основе. Медно-никелевые сплавы образуют медную сервовитную пленку при трении, которая тормозит процесс разрыхления и разрушения поверхностей. Пленка образуется на поверхности твердых составляющих сплава в результате механического выдавливания мягкой составляющей матрицы. Такая структура получается однородной, плотной, хорошо противостоит изнашиванию. Образующиеся на поверхности покрытия кислоты и агрессивные вещества биологического происхождения способствуют образованию окиси и закиси меди, которые являются ядами для большинства микроорганизмов, чем тормозят развитие биокоррозии. Сформированный состав металлопокрытия обладает низкой коррозионной проницаемостью – 0,10 - 0,13 мм/год [4], а известно, что металлы и сплавы с коррозионной проницаемостью менее 0,15 мм/год обладают высокой коррозионной стойкостью.

Выводы.

1. Результаты исследований показывают, что электродуговая наплавка металлоповерхностей плавящимся электродом в среде защитного газа с введением разработанного состава присадочного материала в сварочную ванну увеличивает твердость поверхности на 20...25 % и повышает долговечность в 2,1...2,3 раза.
2. Сформированный состав разработанного порошкового присадочного материала для электродуговой наплавки металлопокрытий проволокой Св-08Г2С в среде углекислого газа обладает низкой коррозионной проницаемостью – 0,10 - 0,13 мм/год, что ниже проницаемости коррозионностойких сталей и сплавов.
3. Введение в сварочную ванну металлопорошкового материала уменьшает долю участия основного металла в формировании наплавленного валика, а всё это приводит к изменению характера структуры и формы зерна, уменьшению его величины, устранению столбчатости и образованию равноосного зерна.
4. Разработанный композиционный состав металлопокрытия с высокими износостойкими свойствами и технология его нанесения в поле ультразвуковых колебаний позволяют повысить не только качество наплавленного покрытия, но и расширить технические возможности электродуговой наплавки поверхностей с применением ультразвука.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ивашко, В.С. Теоретические аспекты кинетики изнашивания поверхностей деталей машин и механизмов / В.С. Ивашко, В.В. Кураш, А.В. Кудина // Вестник Белорусского национального технического университета. Мн.: изд-во БНТУ, 2005г. – № 5.– С.59 – 63.
2. Кураш В.В. Способ нанесения на поверхность детали легированного мелкозернистого металлопокрытия : пат. № 16225 Республика Беларусь, С1, 2012.08.30, МПК В23К 9/04 (2006.0 / Кураш

В.В., Спиридонов Н.В., Кудина А.В.; заявитель – УО «БГАТУ». – а 20100538, заявлено 2010.04.09; зарегистрировано в Госреестре изобретений 2012.05.11.

3. Кураш В.В. Композиционный состав для электродуговой наплавки износостойкого покрытия : пат. № 15167 Республика Беларусь, С1, 2011.12.30, МПК В23К 9/04 (2006.0 / Кураш В.В., Лисай Н.К., Кудина А.В.; заявитель – УО «БГАТУ». – а 20100419, заявлено 2010.03.18; зарегистрировано в Госреестре изобретений 2011.08.11.

4. Кураш В.В. Исследование интенсивности изнашивания нового состава износостойкого металлопокрытия для трибоповерхностей деталей машин. /В.В.Кураш, А.В.Кудина, Ю.Т.Антонишин, А.В.Кривицкий // Агропанорама. Мн.: изд-во УО БГАТУ, 2012г. № 5. - С.13 - 17.

5. Спиридонов Н.В. Электродуговая наплавка металлоповерхностей колеблющимся электродом в среде защитного газа. / Спиридонов Н.В., Кудина А.В., Кураш В.В. // Наука и техника. Мн.: изд-во УО БНТУ, 2013г. № 4. – С. 3 – 8.

УДК 621.91.04

Данилов В.А., Данилов А.А.,

**УПРАВЛЕНИЕ ПРОФИЛИРОВАНИЕМ МНОГОГРАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ
ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ**

Белорусский национальный технический университет»

г. Минск, Беларусь

Полоцкий государственный университет

г. Новополоцк, Беларусь

Рассмотрены кинематический, геометрический и комбинированный способы обеспечения формы, количества, относительного расположения и конгруэнтности граней сложнопрофильных многогранных поверхностей при профилировании методами копирования, следа, обката и касания. Дана характеристика этих методов по управляемости формообразованием, показана роль кинематической и инструментальной подсистем обрабатывающей системы станка при реализации различных способов управления профилированием. Установлены рациональные пути управления профилированием многогранных поверхностей при продольном некруглом и полигональном точении, обработке инструментами с конструктивным перемещением режущих кромок для обеспечения точности и производительности формообразования.

Введение. Прогрессивным видом моментопередающих соединений в машинах, приборах, инструментальных системах и других устройствах являются профильные соединения, обладающие по сравнению с традиционными шлицевыми существенными эксплуатационными и технологическими преимуществами [1]. Одной из причин ограниченного их применения в отечественном машиностроении является нерешенность задач научно-технического и конструкторско-технологического обеспечения их производства [2]. К ним относится, в частности, задача управления формообразованием сложных (с неплоскими гранями) многогранных поверхностей для обеспечения требуемой точности и качества обработки.

Профилирование многогранных поверхностей деталей машин при формообразующей обработке резанием возможно методами копирования, следа, касания и обката, различающихся типом производящих элементов, формой их контакта и результатом взаимодействия с номинальной поверхностью, видом формообразования (полное или частичное) и другими существенными признаками [3]. С точки зрения реализации практическое значение имеет выявление и оценка методов управления формообразованием многогранных поверхностей для обеспечения требуемых параметров профиля, что важно при проектировании станочного оборудования и режущих инструментов, отладки процессов их обработки на станках иного технологического назначения.

Для обеспечения заданной точности формообразования реализуемая схема обработки должна обеспечивать возможность управления макро и микрогеометрией обработанной поверхности исходя из влияния на них параметров схем профилирования и резания. При решении подобных задач, в соответствии с основным положением теории формообразования поверхностей [4], рассматриваются только отклонения обработанной поверхности от номинальной, обусловленные схемами формообразования и резания без учета погрешностей, связанных с деформациями технологической системы и обрабатываемого материала. Исходя из этого положения рассматривается управление геометрическими параметрами многогранных поверхностей, определяющих геометрию, точность, собираемость и работоспособность профильного соединения. К ним относятся форма, количество, относительное расположение и конгруэнтность граней сопрягаемых поверхностей.

Управление формообразованием в общем случае возможно кинематическим, геометрическим (конструктивным) и комбинированным способами. Кинематический способ заключается в согласовании движений инструмента и заготовки и управлении параметрами исполнительного движения. Геометрический способ управления возможен за счет конструкции инструмента и его установки относительно заготовки. Комбинированный способ основан на сочетании кинематического и геометрического способов. Рассмотрим использование этих способов управления формообразованием при профилировании многогранных поверхностей указанными методами.

Анализ методов профилирования по управляемости формообразованием. *Метод копирования* (например, фасонными фрезами или абразивными инструментами) является геометрическим, т.к. требуемый профиль граней обеспечивается за счет геометрии режущей части инструмента [5], выполняющего функцию материального носителя профиля граней. Это обуславливает неуниверсальность метода копирования и необходимость в специальных режущих инструментах, применение которых экономически оправдано лишь для определенного типа производства.

Число граней при профилировании методом копирования может обеспечиваться кинематически за счет движения деления – периодического поворота заготовки вокруг ее оси перед обработкой каждой следующей грани или за счет конструкции инструмента. В первом случае точность взаимного расположения граней зависит от точности выполнения движения деления, т.е. от точности делительного устройства станка. Из-за увеличения в процессе эксплуатации станка погрешности делительного устройства снижается точность углового положения обработанных граней. Этот недостаток устраняется во втором случае, благодаря переносу функции кинематики формообразования на инструмент для одновременного формирования всех граней поверхности, что характерно, например, для протягивания внутренних многогранных поверхностей. В этом случае точность взаимного расположения и конгруэнтность граней определяется точностью изготовления более сложного режущего инструмента.

Кинематическое профилирование многогранной поверхности основано на периодическом изменении расстояния между производящими элементами инструмента и осью обрабатываемого изделия, которое может осуществляться несколькими взаимосвязанными элементарными движениями, сообщаемыми инструменту и заготовке. Исходя из требования простоты реализации, предпочтительны схемы обработки двухэлементарными движениями формообразования.

Метод следа применительно к профилированию многогранных поверхностей реализуется, например, продольным некруглым точением или полигональным точением (рис. , общими признаками которых являются выполнение производящего элемента в виде точки и полное формообразование профиля грани. Различаются эти методы структурой движения профилирования.

При обработке сложной многогранной поверхности продольным некруглым точением (рис. 1, а) количество формируемых граней обработанной поверхности и их форма зависят от соотношения скоростей вращательного B_1 и осциллирующего O_2 движений соответственно заготовки 1 и резца 2, образующих сложное движение профилирования $\Phi_v(B_1, O_2)$. Осциллирующее движение резца 2 создается, например, кривошипно-шатунным механизмом, кривошип 3 которого длиной l совершает вращательное движение B_3 , согласованное с

вращением заготовки B_1 так, что углу φ поворота последней соответствует угол ψ поворота кривошипа. Поэтому количество обработанных граней m составляет $m=n_2/n_1$, где n_2 – частота осциллирующего движения O_2 , дв. ход/мин; n_1 –частота вращения заготовки B_1 , мин⁻¹. При этом форма граней зависит от закона осциллирующего движения O_2 .

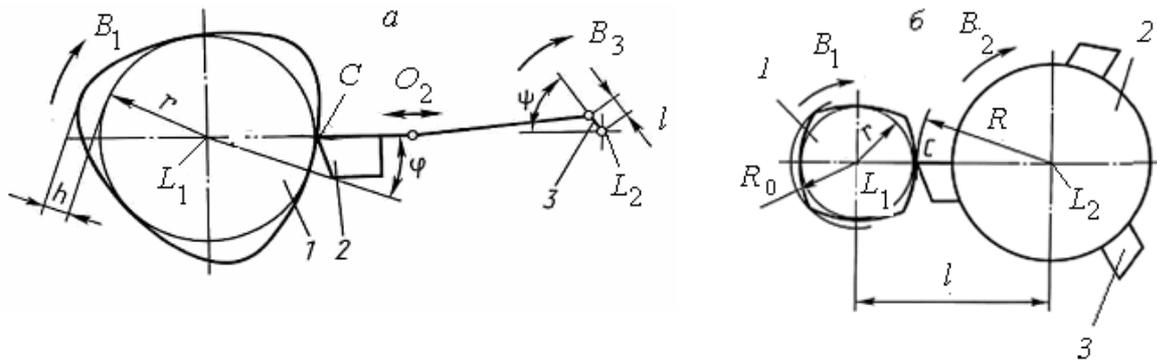


Рис. 1. – Схемы профилирования многогранных поверхностей методом следа при продольном некруглом (а) и полигональном (б) точении

При гармоническом законе, создаваемом при равномерном вращении B_3 кривошипа 3, на заготовке 1 формируется синусоидальный (синоидный) профиль, уравнение которого в полярной системе координат r и j имеет вид:

$$r = r + l(1 - \cos mj),$$

где r – радиус вписанной в профиль окружности.

Учитывая, что $r+l=R_c$, где R_c – средний радиус профиля, имеем

$$r = R_c - l \cos mj ;$$

$$r = R_c \left(1 - \frac{l}{R_c} \cos mj\right). \quad (1)$$

Профиль обработанной поверхности имеет m равномерно расположенных по окружности выступов, высота которых для полных (не срезанных по внешнему диаметру) профилей $h=2l$, где l – длина кривошипа 3.

При заданном значении среднего радиуса R_c профиля грани настройкой длины l кривошипа (и соответственно параметра l/R_c) осуществляется управление формой граней, которая в зависимости от значения этого параметра может быть выпуклой или выпукловогнутой. Требуемая точность настройки длины l кривошипа должна обеспечиваться конструкцией соответствующего устройства станка. Кривизна во всех точках профиля положительна, т.е. он не имеет вогнутых участков, если

$$l/R_c \leq 1/(m^2 + 1). \quad (2)$$

Учет зависимости (при проектировании профильных соединений позволяет исключить менее технологичные многогранные поверхности с выпукло-вогнутым профилем граней, накладывающим ограничения на радиус инструмента, который в этом случае для обеспечения условия проходимости не должен превышать радиус кривизны вогнутого участка профиля грани.

Технологические возможности схемы продольного некруглого точения по форме профилей многогранных поверхностей существенно расширяются при применении вместо кривошипно-шатунного копировального (кулачкового) механизма. Материальным носителем формируемого профиля в этом случае является копир, заменой которого при настройке станка обеспечивается управление формообразованием. Это технически просто реализуется, например, на универсальных токарно-затыловочных станках при установке вместо кулачка затылования кулачка профилирования соответствующей формы, что позволяет при подготовке производства профильных соединений исключить затраты на приобретение специального станка.

Возможно применение однопрофильного или многопрофильного кулачка. Для обеспечения конгруэнтности профилей всех граней и равномерности их расположения по окружности рекомендуется применять более простые в изготовлении однопрофильные кулачки, а требуемое количество граней получать настройкой отношения частот вращения кулачка и заготовки. Одновременно с конгруэнтностью граней поверхности при таком исполнении кулачка обеспечивается по сравнению с многопрофильным кулачком более высокая точность углового расположения граней.

При применении же многопрофильного кулачка, число рабочих участков у которого равно количеству граней, требования к форме профиля, конгруэнтности и относительному расположению граней, обеспечиваются кулачком, что усложняет его конструкцию и обуславливает жесткие требования к точности изготовления.

Существенным технологическим преимуществом рассмотренной схемы является возможность обработки на станке при одной настройке сопрягаемых наружных и внутренних многогранных поверхностей соединений типа вал-втулка, что важно при единичном и мелкосерийном производстве профильных соединений. Вместе с тем, этой схеме присуща относительно низкая производительность вследствие ограничений на значение частоты вращения заготовки из-за интенсивных динамических нагрузок в механизмах станка, возникающих из-за осциллирующего движения исполнительного органа, несущего режущий инструмент, с частотой, в m раз превышающей частоту вращения заготовки.

Указанный недостаток не присущ схеме полигонального точения сложных многогранных поверхностей, при которой их профилирование осуществляется движением $\Phi_v(B_1B_2)$, образованным двумя согласованными равномерными вращательными движениями B_1 и B_2 , которые могут быть по-разному распределены между инструментом и заготовкой. В схеме полигонального точения по рис. 1, б движение B_1 сообщается заготовке 1, а вращение B_2 – резцовой головке 2, оснащенной z резцами 3. Данная схема получила применение на специализированных станках для обработки многогранных поверхностей, например на станках-профиляторах фирмы WERA (Германия), на широкоуниверсальном станке модели BC50 производства ОАО «Вистан» и на современных многооперационных токарных станках с дополнительным инструментальным шпинделем для комплексной обработки деталей с круглыми и многогранными поверхностями.

Анализ схемы полигонального точения многогранных поверхностей показывает, что изменение переднего и заднего рабочих углов резца на ширине грани меньше при одинаково направленных вращательных движениях заготовки и резцовой головки, как показано на рис. 1, б. Траектория производящей точки С (вершины резца) в этом случае представляет циклоидальную кривую [6], форма которой зависит от геометрических параметров схемы обработки (l, r) и отношения i частот вращательных движений инструмента и заготовки в соответствии с уравнениями

$$\begin{cases} x = l \cos a - R \cos(i-1)a \\ y = l \sin a + R \sin(i-1)a \end{cases}, \quad (3)$$

где $l = R + r$ – расстояние между осями заготовки и резцовой головки;

R – радиус резцовой головки;

r – радиус вписанной в многоугольный профиль окружности;

α – текущее значение угла поворота заготовки;

$i = n_2/n_1$ – отношение частот вращения резцовой головки n_2 и заготовки n_1 .

Анализ уравнений (3) показывает, что управляемыми в схеме полигонального точения многогранных поверхностей являются параметры i и R . От значения i зависит вид формируемой линии: например, при $i=1$ она представляет собой окружность, при $i=2$ – эллипс и т.д. Возможность настройки параметра i в соответствии с требуемым профилем граней должна обеспечиваться наличием в станке между его исполнительными органами, несущими инструмент и заготовку, настраиваемой функциональной связи механического, электромеханического или мехатронного типов.

Радиус резцовой головки R влияет на кривизну образуемой линии. Например, в соответствии с уравнением окружности, формируемой согласно (3) при $i=1$,

$$(x + R)^2 + y^2 = l^2 \quad (4)$$

ее радиус, равный l , составляет $l = R + r$, т.е. зависит от радиуса резцовой головки. Аналогично этот параметр влияет на форму эллипса, уравнение которого при $i=2$, в соответствии (3), имеет вид

$$\frac{x^2}{r^2} + \frac{y^2}{(r + 2R)^2} = 1 \quad (5)$$

Так как радиус резцовой головки изменяется при переточке резцов, то для сохранения точности формообразования требуется поднастройка с необходимой точностью их радиального положения, что должно обеспечиваться ее конструкцией.

Требуемое количество граней поверхности при полигональном точении обеспечивается конструктивно за счет установки в резцовой головке соответствующего числа z резцов. При заданных значениях параметров i и m и последовательном формировании граней оно определяется по зависимости

$$z = m/i. \quad (6)$$

Например, при $i=2$ для обработки четырехгранной поверхности резцовая головка должна иметь два резца, а шестигранной поверхности – три резца.

Точность углового расположения обработанных граней зависит от точности относительного углового расположения резцов, рассчитываемой при определении требований к точности изготовления резцовой головки.

Управление профилем граней поверхности, обработанной полигональным точением, возможно также за счет изменения относительного расположения осей вращательных движений заготовки 1 и резцовой головки 2 (рис. 2), так как в этом случае изменяется форма траектории производящих элементов в проекции на плоскость, перпендикулярную оси вращения заготовки. Эти оси могут быть параллельны, как рассмотрено выше, скрещиваться

под углом δ (рис. 2, а) или пересекаться под углом φ (рис. 2, б), что должно учитываться при проектировании компоновки станков для обработки многогранных изделий.

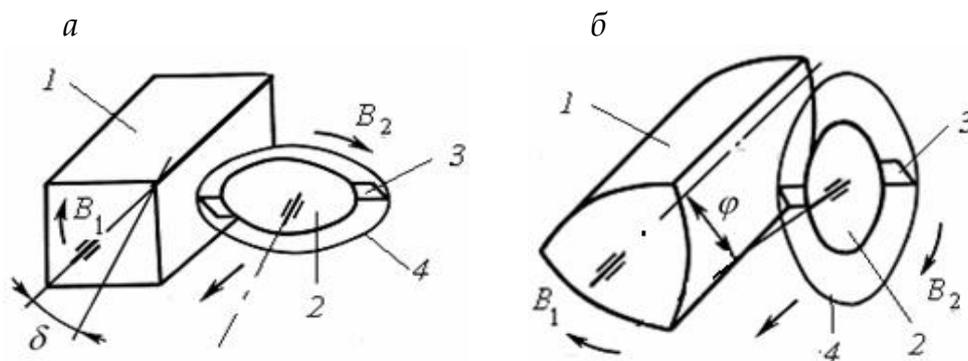


Рис. 2. – Модифицированные схемы вихревого точения многогранных поверхностей при скрещивающихся (а) и пересекающихся (б) осях заготовки и резцовой головки

Если указанные оси скрещиваются, то производящие элементы резцов 3 перемещаются по траектории 4, проекция которой на плоскость вращения заготовки представляет собой эллипс, длинная ось которого перпендикулярна оси вращения заготовки. В результате кривизна профиля граней уменьшается, что позволяет, например, при $i=2$ обрабатывать грани более близкие к плоским, чем при обработке с параллельными осями инструмента и заготовки, и благодаря этому с меньшей погрешностью обрабатывать четырех и шестигранные поверхности.

При сообщении же заготовке и инструменту вращательных движений вокруг пересекающихся осей (рис. 2, б) производящие элементы резцов 3 перемещаются по траектории 4, проекция которой на плоскость вращения заготовки представляет собой эллипс, короткая ось которого перпендикулярна оси вращения заготовки. В результате кривизна профиля граней увеличивается.

Таким образом, не усложняя кинематику формообразования поверхности, соответствующей настройкой углов пересечения или скрещивания осей вращения заготовки и резцовой головки возможно управление кривизной профиля граней, что должно быть обеспечено при конструировании станка.

Недостатками метода полигонального точения многогранных поверхностей является значительная прерывистость процесса резания из-за периодического взаимодействия резцов с заготовкой, а также невозможность обработки поверхностей с плавным переходом между гранями. Указанные недостатки не присущи схеме ротационного точения сложных многогранных поверхностей некруглым или круглым эксцентрично установленным резцом [7] (рис. 3, а), при которой грани профилируются методом обката. Второй вариант схемы ротационного точения проще в реализации.

В обоих случаях изменение расстояния между режущей кромкой резца 2 и осью $L1$ вращения заготовки 1, необходимое для формирования некруглого профиля, осуществляется не дополнительным движением, а геометрически за счет конструкции или установки резца, что упрощает схему обработки и кинематику станка.

Профиль поверхности, формируемый круглым резцом, установленным с эксцентриситетом e , является синусоидальным [7] и описывается уравнением (5), в котором параметр l принимается равным эксцентриситету установки резца. Из этого уравнения следует, что профиль поверхности не зависит от радиуса резца, поэтому его изменение при замене или переточке резца не влияет на точность формообразования профиля. Отмеченная особенность является преимуществом рассматриваемого метода профилирования по сравнению с полигональным точением многогранных поверхностей.

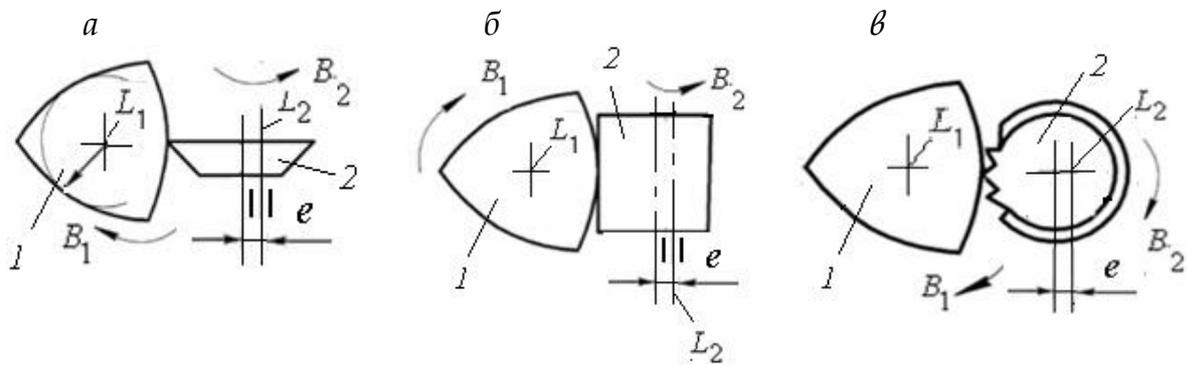


Рисунок 3. – Схемы профилирования многогранных поверхностей инструментами с конструктивным перемещением производящих элементов: эксцентрично установленными круглым резцом (а), цилиндрической фрезой (б), дисковой фрезой (в)

Параметром, определяющим геометрию профиля, является отношение эксцентриситета установки резца и среднего радиуса профиля, который в зависимости от настройки этого параметра может быть выпуклым или выпукло-вогнутым, что позволяет управлять формой граней.

Количество граней поверхности, формируемой при ротационном точении, равно отношению частот вращения резца и заготовки, обеспечивается соответствующей функциональной связью формообразующей системы, согласующей вращательные движения резца и заготовки, и настройкой станка. Точность взаимного расположения граней определяется кинематической точностью цепи станка, связывающей вращение резца и заготовки, что обуславливает необходимость выбора (проектирования) станка соответствующего класса точности.

Методом обката грани профилируются также при обработке многогранных поверхностей эксцентрично установленной цилиндрической фрезой 2 (рис. 3, б) при сообщении ей вращательного движения B_2 , согласованного с вращением B_1 заготовки 1. Профиль грани в этом случае формируется как линия, огибающая множество положений прямолинейной образующей цилиндрической инструментальной поверхности, и зависит от эксцентриситета e установки фрезы. Так как производящим элементом является прямая линия, то профиль грани не зависит от диаметра инструмента, что позволяет последовательно обрабатывать многогранную поверхность различными инструментами с цилиндрической инструментальной поверхностью для формирования на ней требуемой топологии [8].

Методом касания осуществляется профилирование граней при обработке многогранной поверхности эксцентрично установленной дисковой фрезой 2 (рис. 3, в), В этом случае каждая грань поверхности формируется как касательная к множеству вспомогательных линий – траекторий вершин режущих зубьев фрезы в движении относительно заготовки 1. По сравнению с обработкой цилиндрической фрезой (см. рис. 3, б) рассматриваемая схема позволяет обрабатывать не только открытые, но также полуоткрытые и закрытые многогранные поверхности.

Требуемое число граней поверхности задается настройкой отношения частот вращения фрезы и заготовки, а их профиль – настройкой эксцентриситета e установки фрезы, что позволяет одним инструментом обрабатывать поверхности с различным количеством граней и их профилем. Это обеспечивает универсальность схемы обработки по сравнению с аналогичной схемой обработки дисковой фрезой, инструментальная поверхность которой образована несколькими одинаковыми участками по количеству граней поверхности [9], что усложняет конструкцию инструмента и затрудняет получение конгруэнтных граней у обработанной поверхности из-за неидентичности отдельных участков инструментальной поверхности фрезы.

Характерным признаком схем обработки, представленных на рис. 3, является совмещение движений профилирования и резания в одно двухэлементарное исполнительное движение

Фvs(B1B, благодаря чему одновременно обеспечивается управление несколькими параметрами формируемого профиля и достигается возможность реализации этих схем обработки на одном с простой кинематикой станке, например, на станке модели BC50 или на современных токарно-фрезерных многооперационных станках с ЧПУ.

Заключение

При профилировании сложнопрофильных многогранных поверхностей методами копирования, следа, обката и касания их основные параметры – форма, количество, относительное расположение и конгруэнтность граней могут быть обеспечены геометрическим, кинематическим и комбинированным способами при соответствующем исполнении формообразующей системы станка и режущего инструмента. Возможность их реализации с требуемой точностью должна обеспечиваться при проектировании кинематики и компоновки станков и конструировании режущих инструментов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тимченко, А.И. Профильные бесшпоночные соединения с равноосным контуром, их достоинства, недостатки, области применения и этапы внедрения / А.И. Тимченко // Вестник машиностроения. — 1990. — № 11. С. 43-50.
2. Данилов, В.А. Научно-техническое обеспечение применения профильных моментопередающих соединений в горных машинах и оборудовании / В.А. Данилов, Прушак В.Я. // Горная механика: международный научно-технический журнал. – 2009. – № 2. – С. – 5-13.
3. Данилов, В.А. Анализ и реализация методов формообразования некруглых поверхностей профильных моментопередающих соединений / В.А. Данилов, А.А. Данилов // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. – Промышленность. Прикладные науки. – 2014. – № 11. – С. 8-17.
4. Радзевич, С.П. Формообразование поверхностей деталей. Основы теории / С.П. Радзевич. – Киев: Растан, 2001. – 592 с.
5. Шитников, А.С. Проектирование сборных фасонных фрез для обработки наружного РК-профиля: автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук: 05.03.01 / А. Н. Шитиков; [Курский государственный технический университет]. – Тула, 2007. – 20 с.
6. Карелин Н.М. Бескопирная обработка цилиндрических деталей / Н.М. Карелин. – М.: Машиностроение, 1966. – 187 с.
7. Данилов В.А. Формообразующая обработка сложных поверхностей резанием. – Мн.: Наука и техника, 1995. – 264 с.
8. Данилов, В.А. Управление топологией некруглых поверхностей, обработанных по схемам неполного формообразования / В.А. Данилов, А.А. Данилов // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. – Промышленность. Прикладные науки. – 2015. – № 4. – С. 2-9.
9. Максименко, Ю.А. Создание метода проектирования дисковых фрез с конструктивным исполнением радиальной подачи для обработки валов с РК и К- профилем / Ю.А. Максименко. Автореферат дис. ...к.т.н., Курск: Юго-западный государственный университет, 2014. – 20 с.

**МОДЕЛИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ
РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Выполнено моделирование и анализ влияния геометрических параметров режущего инструмента на составляющие силы резания при торцовом фрезеровании. Разработанная комплексная модель позволяет учесть и проанализировать влияние геометрических, технологических и эксплуатационных параметров процесса резания на силы резания при черновом фрезеровании плоскостей с большим вылетом инструмента.

Определение оптимальных конструктивных и геометрических параметров режущих инструментов, а также режимов резания и стратегий обработки, обеспечивающих минимальный расход энергии на удаление единицы объема материала, осуществляется на основе анализа составляющих сил резания [1].

Методы модального и динамометрического анализа процессов механической обработки применяются в конкретных условиях производства для измерения сил в процессе резания [2]. Но на этапе конструирования и выбора оптимальной геометрии режущего инструмента применяется довольно редко. Наиболее эффективным является математическое моделирование процесса с учетом всех геометрических и технологических особенностей [3]. Поэтому общий случай резания требует дополнительной конкретизации с целью получения адекватной математической модели для каждого отдельного вида обработки поверхностей.

Для случая торцового фрезерования при проведении комплексного анализа влияния конструктивных параметров режущего инструмента на процесс резания, а в частности на силы резания, может быть использована механистическая модель косоугольного резания. На рисунке 1 изображена типичная схема расчета сил резания при косоугольном резании.

Схема представляет собой общий случай резания при неподвижном резце и заготовке движущейся в направлении подачи. Для определения сил резания используют основные зависимости теории сопротивления материалов с учетом особенностей процесса резания [4]:

$$F_c = \frac{t_s \cdot b \cdot h}{[\cos(q_n + y_n) \cdot \cos q_i \cdot \cos y_i + \sin q_i \cdot \sin y_i] \cdot \cos I \cdot \sin y_n}, \quad (1)$$

где t_s - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, МПа;

b - ширина стружки, мм;

h - толщина стружки, мм;

I - угол наклона режущей кромки;

g_n - нормальный передний угол;

b_a - угол трения, зависящий от обрабатываемого материала;

q_n, q_i - углы при векторе силы резания;

y_n, y_i - углы при векторе скорости резания.

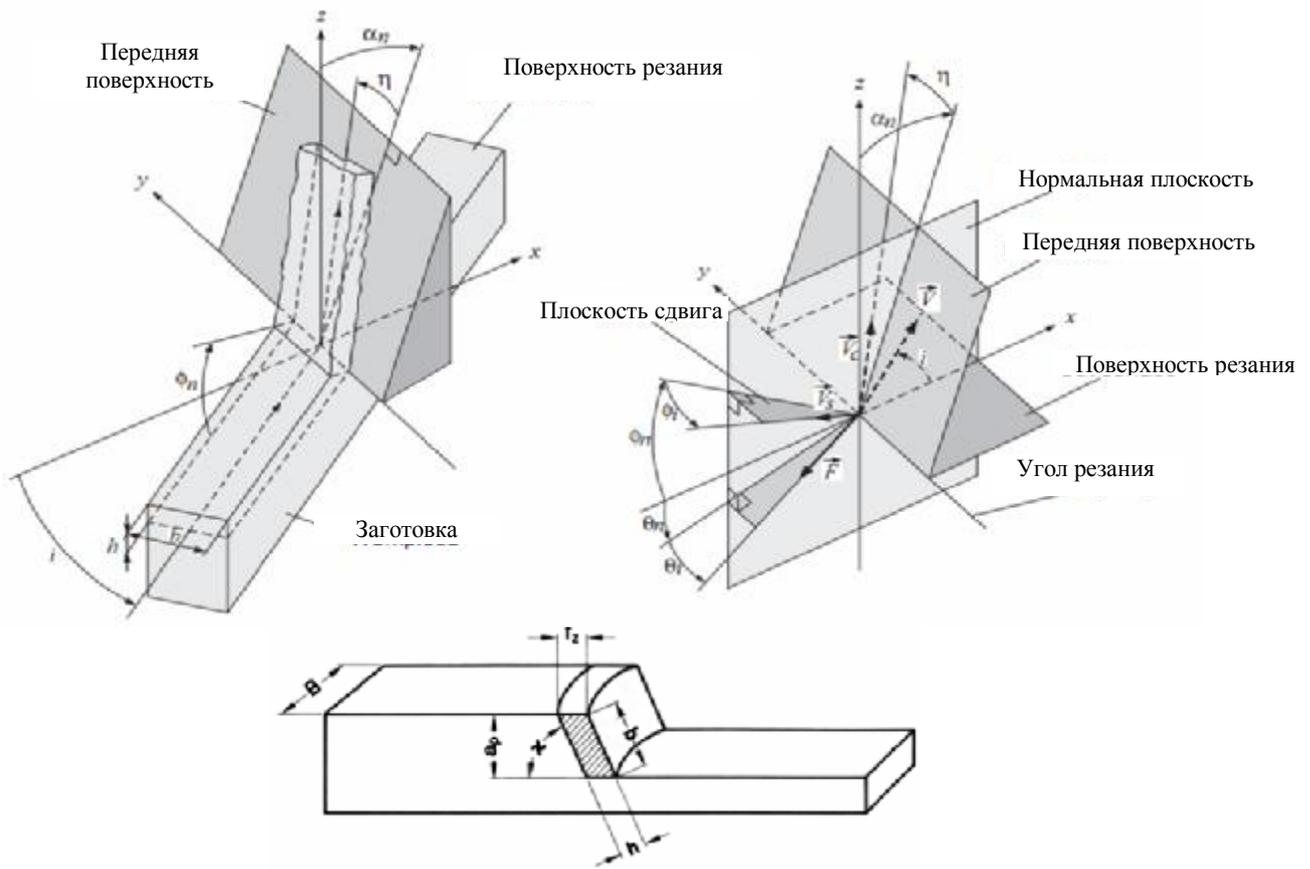


Рис. 1. Схема расчета сил резания при косоугольном резании

Для определения всех углов, показанных на рисунке 1, используется система из пяти уравнений [4]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sin q_i = \sin b_a \cdot \sin h \\ \tan(q_n + g_n) = \tan b_a \cdot \cosh \\ \tan h = \frac{\tan l \cdot \cos(y_n - g_n) - \cos g_n \tan y_i}{\sin y_n}, \\ \sin y_i = \sqrt{2} \cdot \sin y_n \\ \cos(q_n + y_n) = \frac{\tan q_i}{\tan y_i} \end{array} \right.$$

После решения системы определяются пять неизвестных углов, необходимых для расчета силы резания F_c .

Ширина стружки b характеризует длину активной части режущей кромки инструмента.

В случае торцевого фрезерования происходит вращательное движение фрезы при неподвижной заготовке, в данном случае изменяется направление скорости резания и результирующей силы, что показано на рисунке 2.

Для определения проекций силы резания F_c , действующую на пластину с углом наклона режущей кромки l составим систему уравнений:

$$\begin{cases} F_{xI} = F_c \cdot \cos q_i \cdot \cos q_n \\ F_{yI} = F_c \cdot \sin q_n \\ F_{zI} = F_c \cdot \sin q_i \cdot \cos q_n \end{cases}, \quad (3)$$

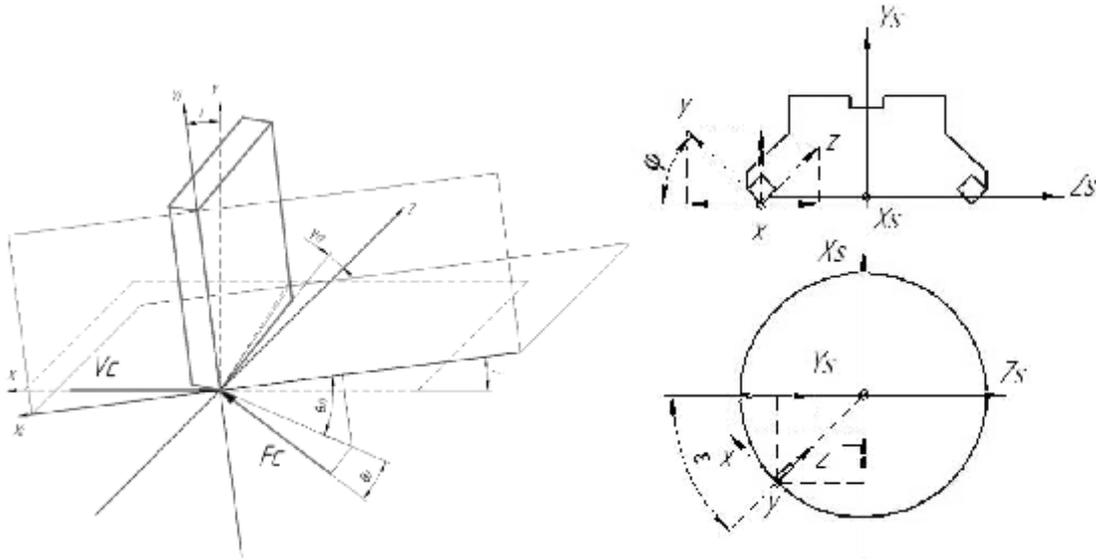


Рис. 2. – Расчетная схема сил резания при торцовом фрезеровании

Для определения проекций силы резания F_c , действующую на пластину с углом наклона режущей кромки I на оси ортогональной системы координат xuz , запишем следующую систему уравнений:

$$\begin{cases} F_x = F_{xi} \cdot \cos I + F_{yi} \cdot \sin I \\ F_y = F_{yi} \cdot \cos I + F_{xi} \cdot \sin I, \\ F_z = F_{zi} \end{cases}, \quad (4)$$

Если главный угол в плане j не равен 90 градусов, необходимо ввести еще одну систему уравнений, для определения составляющих сил резания на основные оси шпинделя

Проекция сил резания на оси шпинделя будут равны:

$$\begin{cases} F_{Xs} = F_x \\ F_{Ys} = F_y \cdot \sin j + F_z \cdot \cos j, \\ F_{Zs} = F_z \cdot \sin j + F_y \cdot \cos j, \end{cases}, \quad (5)$$

Для определения составляющих сил резания в зависимости от угла поворота зуба e , составим следующую систему:

$$\begin{cases} F_x = F_{Xs} \cdot \cos e - F_{Zs} \cdot \sin e \\ F_y = F_{Ys} \\ F_z = F_{Zs} \cdot \cos e - F_{Xs} \cdot \sin e \end{cases}, \quad (6)$$

На основании выведенных зависимостей было разработано программное обеспечение в вычислительном пакете Mathematica 5.2 для моделирования и анализа влияния геометрических параметров режущего инструмента на компоненты силы резания при торцовом фрезеровании [6]. Это комплексная модель позволяющая учесть и проанализировать влияние геометрических, технологических и эксплуатационных параметров процесса резания на силы резания при фрезеровании.

При помощи разработанного программного обеспечения были построены графики зависимостей проекций силы резания F_c на основные оси шпинделя. Расположение осей XYZ показано на рисунке 2. На рисунке 3 представлена зависимость составляющих силы резания F_x, F_y, F_z от переднего нормального угла γ .

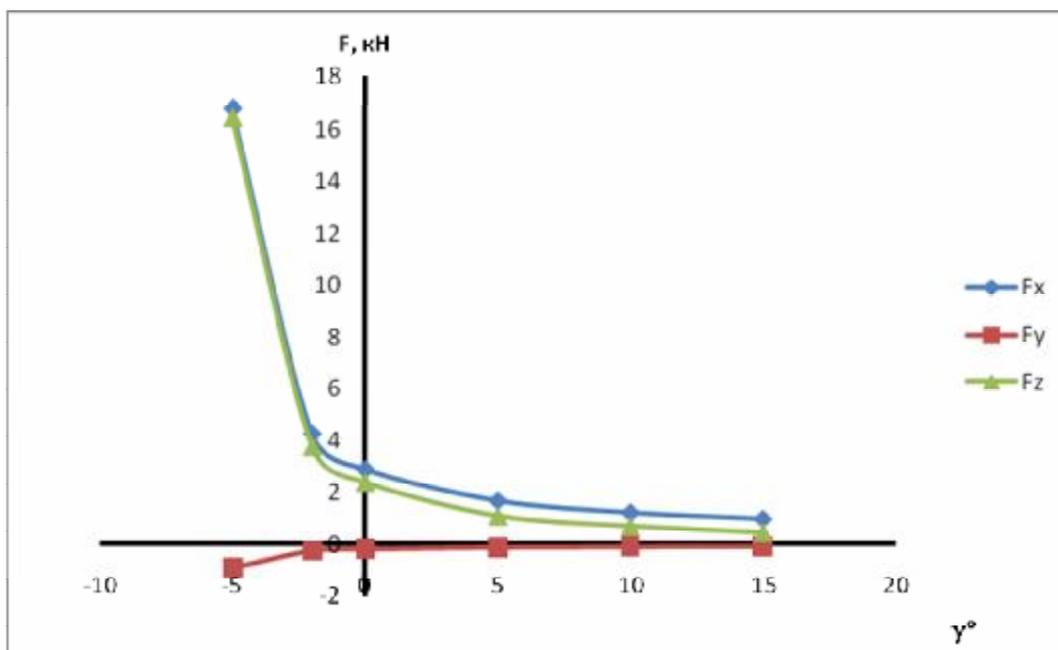


Рис. 3. - Зависимость составляющих силы резания F_x, F_y, F_z от переднего нормального угла γ

Анализ влияния угла γ на силы резания показал, что увеличение переднего угла ведет к уменьшению всех составляющих сил резания. Отрицательный угол не желателен, так как ведет к резкому увеличению сил резания. Следовательно, передний угол следует увеличивать до максимально возможной величины, в зависимости от обрабатываемого материала.

На рисунке 4 представлена зависимость составляющих силы резания F_x, F_y, F_z от угла наклона режущей кромки I .

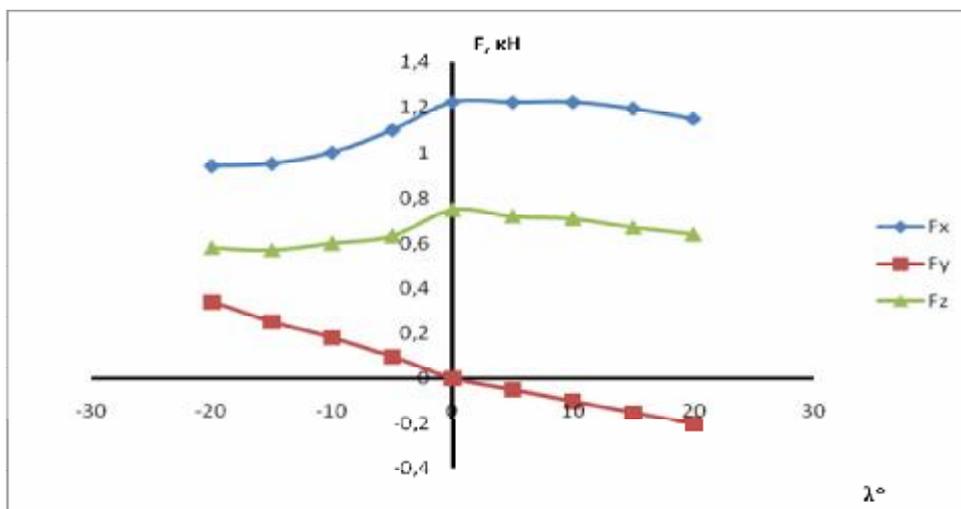


Рис. 4 - Зависимость составляющих силы резания F_x, F_y, F_z от угла наклона режущей кромки λ

Не линейная зависимость сил резания от угла наклона режущей кромки обусловлена сложной геометрией косоугольного резания. Как видно из графика при $\lambda = 0$ осевая составляющая F_y силы резания равна нулю, однако достигают своего максимального значения.

Увеличение угла наклона режущей кромки в положительную либо отрицательную сторону ведет к уменьшению сил резания, поэтому в соответствии с условиями обработки и обрабатываемым материалом для чернового фрезерования угол следует увеличивать, для чистового торцевого фрезерования целесообразно выбирать $\lambda = 0$.

На рисунке 5 представлена зависимость составляющих силы резания F_x, F_y, F_z от переднего нормального угла j .

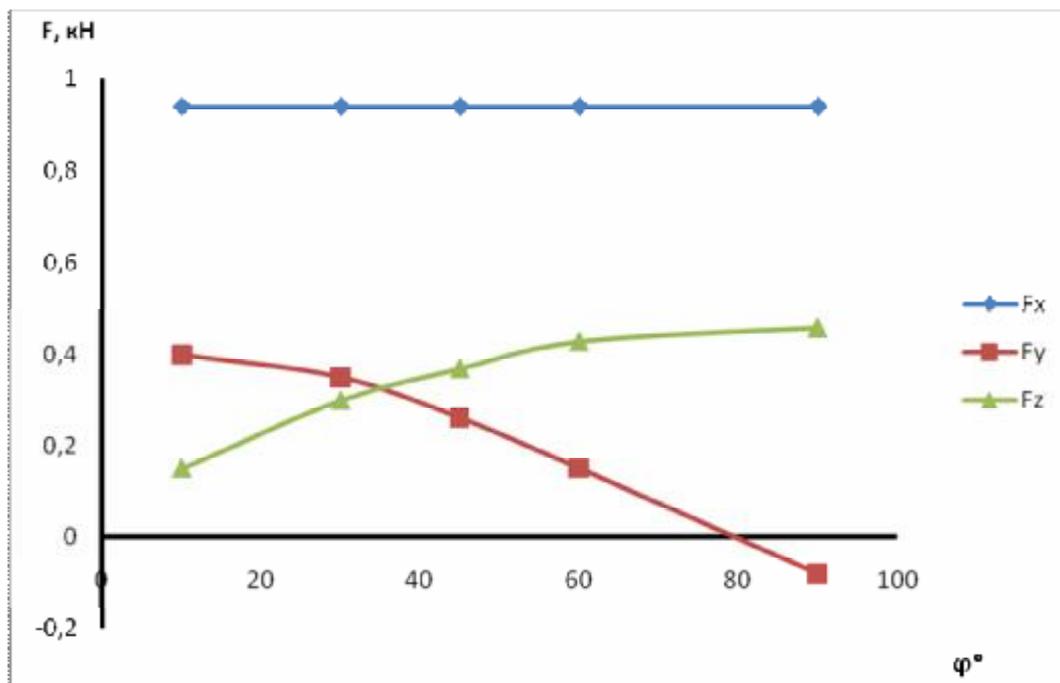


Рис. 5. - Зависимость составляющих силы резания F_x, F_y, F_z от угла в плане j

Из графика видно, что уменьшение угла в плане ведет к перенаправлению составляющих сил резания F_y, F_z , что подтверждает опыт мировых производителей инструмента.

Вывод: Увеличение осевой силы резания F_y и уменьшение F_z за счет уменьшения угла в плане позволяет увеличить максимальную подачу при фрезерной обработке, и соответственно является эффективным решением для черновой обработки или для фрезерования плоскостей с большим вылетом шпинделя.

ЛИТЕРАТУРА

1. Manufacturing automation. Y. Altintas. – Cambridge University Press, 2011. – 476p.
2. Modeling and Prediction of Cutting Forces using a Dynamic Register Cutting Forces in Face Milling Process. A. Rosalez, A. Vizan // European Journal of Scientific Research. – 2012.- Vol.67 No.2. – p.237-246.
3. Modeling and optimization of milling process. M. Yazdi , A.Khoram // International Journal of Engineering and Technology.-2010. - Vol.3,No.5 – p.124-137.
4. Старков В.К. Физика и оптимизация резания материалов. – М.: Машиностроение, 2009. – 640с.
5. Баранчиков В.И., Жариков А.В. Прогрессивный режущий инструмент и режимы резания металлов. – М.: Машиностроение, 1990. – 427с.
6. Голубева Л.Л., Малевич А.Э., Щеглова Н.Л. Компьютерная математика. Символьный пакет Mathematica: курс лекций. – Минск: БГУ, 2005. – 103с.

МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА

УДК 539:374.002.62

Василевич Ю.В., Горельый К.А., Сахоненко С.В., Иванов С.Н.

РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ В ПРЕПРЕГЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ АНИЗОТРОПНОЙ ОБОЛОЧКИ, НАХОДЯЩЕЙСЯ НА МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ОПРАВКЕ, ПРИ ДЕЙСТВИИ ВНЕШНЕЙ НАГРУЗКИ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Разработана методика расчета напряжений и деформаций в препреге цилиндрической анизотропной оболочки, находящейся на металлической оправке, при действии внешней нагрузки.

Технологический процесс изготовления изделий из композиционных материалов состоит из следующих стадий: формование основных и свободных поверхностей заданной геометрии, т.е. получение полуфабрикатов в виде слоистой структуры взаимно перпендикулярных семейств волокон (нитей) пропитанных связующим, отверждение связующего, механическая обработка поверхностей изделия до требуемой точности.

Важным практическим этапом создания композита является стадия получения полуфабриката. На этой стадии материал конструкции настолько податлив, что из него можно целенаправленно формировать заданные поверхности, а также создавать в нем такое напряженное состояние, которое в дальнейшем при эксплуатации даст положительный эффект (например, позволит снять или уменьшить остаточные напряжения).

Примем, что полуфабрикат (препрег) представляет собой пакет слоев пропитанных связующим тканевого материала. При этом каждый слой состоит из двух взаимно-перпендикулярных и связанных между собой путем переплетения семейств нитей тканевого материала. Связующее не отверждено и находится в состоянии наименьшей вязкости, например, в разогретом состоянии до температуры 80°C. Строение ткани гладкого переплетения (полотняное, саржевое и атласное) определяется совокупностью различных факторов, в том числе геометрическими характеристиками взаимно-перпендикулярного расположения нитей основы и утка с перегибами друг на друга. Наиболее важный тип нитей, пригодных для переработки в композиты – многоволоконные нити, экструдированные из прядильной головки с большим количеством отверстий. При перегибах друг на друга, согласно закономерности переплетения, между натянутыми нитями основы и утка имеют место силы взаимного давления. В результате этого возникают силы трения, которые удерживают отдельные нити в ткани как в едином целом.

Нити в тканых препрегах являются абсолютно гибкими [1, 2], т.е. они работают только на растяжение; усилие, растягивающее нить, всегда направлено по касательной к нитям; сжатие нитей возможно только в перпендикулярном направлении к ним; в материале препрега отсутствуют напряжения изгиба; вместо касательных усилий действуют силы трения.

Экспериментальные исследования напряженно-деформированного состояния элементов изделий, представляющих собой многослойную композицию тканевого материала и полимерного связующего (препрег), показали [3, 4], что при действии внешней нагрузки зависимость между напряжениями и деформациями при растяжении описывается соотношениями

$$\begin{aligned} e_{11} &= s_{11}S_{11} + s_{12}S_{22} + g_{11}, \\ e_{22} &= s_{21}S_{11} + s_{22}S_{22} + g_{22} \end{aligned} \quad (1)$$

при сжатии

$$\begin{aligned} e_{12} &= s'_{11}S_{12} + s'_{12}S_{21} + g_{12}, \\ e_{21} &= s'_{21}S_{21} + s'_{22}S_{22} + g_{21} \end{aligned} \quad (2)$$

где ε_{11} , ε_{22} , ε_{12} , ε_{21} и σ_{11} , σ_{22} , σ_{12} , σ_{21} – относительные деформации растяжения и сжатия семейств взаимно-перпендикулярных нитей и соответствующие им напряжения; γ_{ij} ($i, j=1,2$) – постоянные, определяемые экспериментально для исследуемого препрега; s_{ij} ($i, j=1,2$) – постоянные упругости композита. Отметим, что зависимости (1) и (2) отличаются от уравнений обобщенного закона Гука введенными постоянными величинами. Формулы (1) и (2) достоверно описывают зависимости деформаций от напряжения для стеклоткани, пропитанной связующим, находящимся в фазе жидкой субстанции. Для таких структур коэффициент трения между нитями в узлах переплетения достаточно мал. Этому способствует состояние незаполимеризованного связующего в ткани.

Следует отметить, что процесс растяжения препрегов из тканей гладкого переплетения делится на две стадии. Первая стадия соответствует изгибу и растяжению, когда искривленная нить выпрямляется и одновременно растягивается, вторая стадия – растяжению выпрямленных нитей. Таким образом, для полосы ткани свойство ее неупругости на первой стадии растяжения объясняется изгибом нитей в процессе ткачества из-за их переплетения. Для стеклотканей, применяемых в полимерных композициях, неупругая составляющая, которая характеризуется коэффициентами γ_{ij} ($i, j=1,2$), не превосходит 0,05, а упругая составляющая достигает максимального значения при разрыве нитей и равна примерно 0,02. Таким образом, пренебрежение неупругой составляющей в зависимостях (1) может привести к значительной погрешности в определении напряженно-деформированного состояния.

При рассмотрении механизма поперечного сжатия необходимо иметь представление о тканом наполнителе. Строение ткани определяется совокупностью различных факторов, в том числе геометрическими характеристиками взаимного расположения нитей основы и утка с перегибами друг на друга при переходе с одной стороны ткани на другую. При перегибах друг на друга, согласно закономерности переплетения, между натянутыми нитями основы и утка возникают силы взаимного давления. Можно предположить, что в условиях поперечного сжатия тканого материала само сжатие осуществляется следующим образом. Происходят геометрические изменения параметров сечения нити до установления тех размеров, которые обеспечивают целостность ее формы независимо от величины приложенной внешней нагрузки. Также происходит параллельный сдвиг нитей, уменьшая расстояния между соседними нитями.

Таким образом, сжатие сечения нити происходит в две стадии. На первой стадии «недоуплотненная» нить при формировании полотна ткани в результате ткачества получает «нормальное уплотнение» - это когда сечение нити уменьшается за счет более компактного расположения в сечении элементарных нитей. В результате, когда происходит сжатие семейства нитей, то на первой стадии нити доуплотняются, если ткань «недоуплотнена», и этого не происходит при «нормальном уплотнении». Происходит необратимое сжатие. Вторая стадия сжатия семейства нитей характеризуется только упругими деформациями.

Уравнения (1) и (2) представляют собой суммы упругих и неупругих составляющих деформации, причем упругая часть совпадает с представлением закона Гука для ортотропного тела. Воспользуемся зависимостями, предположенными в работах [4, 5]. В результате зависимости (1), (2) предстанут в виде

$$\begin{aligned}
e_{12} &= \frac{S_{11}}{E_{11}} - n_{22} \frac{S_{22}}{E_{22}} + g_{11}, \\
e_{22} &= \frac{S_{22}}{E_{22}} - n_{11} \frac{S_{11}}{E_{11}} + g_{22}, \\
e_{12} &= \frac{S_{12}}{E_{12}} - n_{21} \frac{S_{21}}{E_{21}} + g_{12}, \\
e_{21} &= \frac{S_{21}}{E_{21}} - n_{12} \frac{S_{12}}{E_{12}} + g_{21}
\end{aligned} \tag{3}$$

где E_{11} , E_{22} , – модули упругости при растяжении; E_{12} , E_{21} – модули упругости при сжатии; ν_{22} , ν_{22} и ν_{12} , ν_{21} – коэффициенты Пуассона при растяжении и при сжатии соответственно.

Отметим, что зависимости (3) выражают не только характеристики материала нитей, но также отражают конструктивные особенности ткани. Таким образом, материал-стекло и конструкция-ткань вместе образуют новый материал, описываемый зависимостями (3).

Для препрегов связь деформаций растяжения или сжатия между семействами нитей осуществляется только посредством сил трения, поэтому в зависимостях (3) следует положить все коэффициенты Пуассона равными нулю и тогда вместо (3) будем иметь

$$\begin{aligned}
e_{11} &= \frac{S_{11}}{E_{11}} + g_{11}, e_{22} = \frac{S_{22}}{E_{22}} + g_{22}, \\
e_{12} &= \frac{S_{12}}{E_{12}} + g_{12}, e_{21} = \frac{S_{21}}{E_{21}} + g_{21}
\end{aligned} \tag{4}$$

При подтверждении зависимостей (4) путем испытаний полоса ткани нагружалась поперечными растягивающими нагрузками. Затем одновременно производилось нагружение этой же полосы в продольном направлении. Такие испытания проводились на семи видах тканей гладкого переплетения. Оказалось, что на всем диапазоне нагружения продольными нагрузками при постоянной нагрузке в поперечном направлении не наблюдалось изменений деформации поперечного направления. Из этого был сделан вывод, что для тканей гладкого переплетения из многоволоконных нитей справедливы зависимости (4).

Рассмотрим упругое равновесие препрега с цилиндрической анизотропией в виде цилиндра неограниченной длины под действием усилий, приложенных к цилиндрической поверхности. Материал цилиндра – препрег, сформированный намоткой ткани на оправку. Рассматриваемый препрег находится под действием усилий натяжения, поэтому неупругие деформации в окружном и радиальном направлениях выбраны при намотке. В таком случае большое число слоев и их малая абсолютная толщина у препрегов позволяет заменить многослойную среду существенно анизотропной средой [6 - 8]. Деформацию такой среды в условиях формования цилиндрических оболочек принято считать упругой [9 - 13]. Для решения вопроса о распределении напряжений в препреге цилиндрической оболочки, находящейся на металлической оправке под действием внешнего давления q , воспользуемся зависимостями, полученными в работах [4, 5, 7].

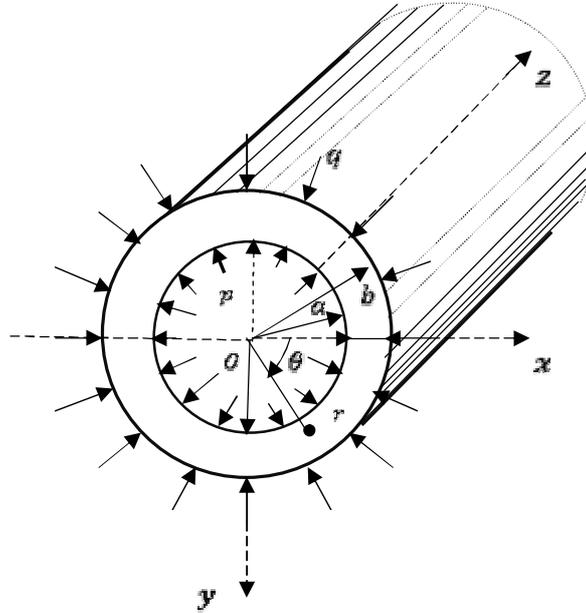


Рис. 1. – Схема нагружения цилиндрической оболочки

Исходя из результатов цитируемых работ следует, что если полый цилиндр бесконечной длины деформируется давлениями p и q , распределенными равномерно по внутренней и наружной поверхностям при $r=a$ и $r=b$, то он будет находиться в состоянии обобщенной плоской деформации (рис. 1.)

Решение задачи для трубы из материала с цилиндрической анизотропией возьмем из [5, 7]. Формула для радиального перемещения с учетом равенства нулю коэффициентов Пуассона имеет вид

$$u_r = -\frac{qa}{bE_r} \frac{p^b - p^{-b}}{c^b + c^{-b}} \quad (5)$$

где

$$c = \frac{a}{b}, p = \frac{r}{a}, b = \sqrt{\frac{E_\Theta}{E_r}}$$

E_Θ и E_r – модули упругости материала оболочки.

Между компонентами деформации и проекциями смещения на координатные направления в случае малых деформаций имеют место зависимости [6]

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r}, \varepsilon_\Theta = \frac{1}{r} \frac{\partial v_\Theta}{\partial \Theta} + \frac{u_r}{r}$$

Учитывая, что для препрега рассматриваемой цилиндрической оболочки

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_r}{E_r}, \varepsilon_\Theta = \frac{\sigma_\Theta}{E_\Theta}, \frac{\partial v_\Theta}{\partial \Theta} = 0$$

Получим

$$\sigma_{\theta} = E_{\theta} \frac{u_r}{r} = q\beta \frac{p^{\beta-1} - p^{-\beta-1}}{c^{\beta} + c^{-\beta}},$$

$$\sigma_r = E_r \frac{\partial u_r}{\partial r} = -q \frac{p^{\beta-1} - p^{-\beta-1}}{c^{\beta} + c^{-\beta}}$$
(6)

Предполагаем, что жесткость оправки намного больше жесткости материала оболочки. В таком случае из (6) найдем нагрузку p , которая является реакцией опоры оболочки на оправку при нагружении оболочки внешним давлением q

$$p = -\frac{2q}{c^{\beta} + c^{-\beta}}$$
(7)

Таким образом, существенная анизотропия ($E_{\theta} \gg E_r$) позволяет принять равенство нулю коэффициенты Пуассона [7]. Предложенный метод расчета в приложении к стеклопластикам позволяет правильно оценить порядок радиальных перемещений. Это в свою очередь дает возможность, используя формулу (5) и результаты экспериментальных исследований, найти модуль упругости E_r при сжатии в радиальном направлении. При этом модуль упругости при растяжении E_{θ} равен модулю упругости при растяжении тканого материала и его определение не вызывает трудностей. Знание модулей упругости E_r и E_{θ} дает возможность проводить расчеты напряжений и деформаций в композиционном материале оболочки по формулам (5) – (7).

ЛИТЕРАТУРА

1. Василевич Ю.В., Сахоненко В.М., Сахоненко С.В. Модель деформирования препрегов в условиях равновесия // Межведомственный научно-технический сборник «Машиностроение». – 2007. – №22. – С.134-142.
2. Василевич Ю.В. Методические аспекты и особенности расчета напряжений и деформаций в композиционно-волоконистых материалах / Ю.В. Василевич, В.М. Сахоненко, С.В. Сахоненко // Механика – 2007: сб. науч. тр. III Белорусского Конгресса по теоретической и прикладной механике ОИМ НАН Беларуси. – Минск, 16-18 окт. – 2007 г. / ОИМ НАН Беларуси; общ. ред. М.С.Высоцкого. - Минск. – 2007. - С. 364-371.
3. Василевич Ю.В., Сахоненко В.М., Сахоненко С.В., Горелый К.А., Малютин Е.В. Установление закономерностей поведения ткани при сжатии // Механика машин, механизмов и материалов. - 2013. - № 1 (2. - С. 166-170.
4. Лехницкий С.Г. Теория упругости анизотропного тела. Изд.2. – М. – Наука. – 1977. – 416 с.
5. Лехницкий С.Г. Плоская задача теории упругости для тела, обладающего цилиндрической анизотропией // Ученые записки СГУ. Серия ФМИ. Вып.2. – 1938. – С. 135-153.
6. Болотин В.В. Основные уравнения теории армированных сред // Механика полимеров. – 1965. – 2. – С.27-37.
7. Тарнопольский Ю.М., Портнов Г.Г. Изменение усилий натяжения при намотке изделий из стеклопластиков // Механика полимеров. – 1968. – №2. – С. 278-284.
8. Тарнопольский Ю.М., Портнов Г.Г. Программированная намотка стеклопластиков // Механика полимеров. – 1970. – №1. – С. 48-53.
9. Болотин В. В., Воронцов А. Н., Мурзаханов Г. Х. Анализ технологических напряжений в намоточных изделиях из композитов на протяжении всего процесса изготовления // Механика композитных материалов. - 1980. - № 3. - С. 500-508.
10. Коротков В. Н., Турусов Р.А., Джавадян Э.А., Розенберг Б.А. Технологические напряжения при отверждении цилиндрических изделий из полимерных композитных материалов // Механика композитных материалов. -1986. - № 1. - С. 118-123.
11. Варушкин Е. М. Исследование температурных остаточных напряжений и деформаций в толстостенных намоточных изделиях из армированных пластиков // Механика полимеров. 1971. № 6. С. 1041-1016.
12. Томашевский В.Т., Шалыгин В. Н. Яковлев В. С. Моделирование условий возникновения технологических дефектов в структуре намоточных композитных полимерных материалов // Механика композитных материалов. 1980. № 5. С. 895-900.
13. Благоняжин В. А., Перевозчиков В. Г. Остаточные напряжения в кольцах из стеклопластика, полученных методом послойного отверждения // Механика полимеров. 1972. № 1. С. 174-176.
- Кунец // Мир техники и технологий. – 2004. – № 6. – С. 35–37.

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ФАКТОРЫ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА КАЧЕСТВО ИЗДЕЛИЙ ИЗ
КОМПОЗИТОВ, ИЗГОТОВЛЯЕМЫХ МЕТОДОМ НАМОТКИ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Исследовано влияние технологических факторов на качество изделий из композитов, изготавливаемых методом намотки. Предлагается проводить поэтапное исследование и анализ влияния на качество изготовления изделий всех основных технологических параметров, причем результаты исследования каждого этапа являются начальными условиями для последующего.

Центральным моментом в механике волокнистых композитов является существенный учет структуры материала на уровне армирующих элементов. На уровне армирующих элементов создаются механические свойства материала; управляя укладкой волокон, можно в определенных пределах управлять полями сопротивления материала, «подстраивая» их под действующие усилия. Более того, на этом пути открываются возможности разработки принципов оптимального проектирования самого материала. В науке о композитных материалах наметились новые тенденции, связанные со стремлением к созданию конструкции многофункционального назначения. Отсюда исследования в области микромеханики композитов, изучающие внутренние поля в средах с дискретной структурой (с учетом несовершенств), изменение эффективных свойств материалов в процессе эксплуатации, связь между структурой на уровне армирующих элементов и теплофизическими, электрическими, магнитными и другими свойствами.

Специфические свойства современных композитов - неоднородность, анизотропия, неупругость – требуют поиска путей построения теорий специализированного характера, учитывающих реальную структуру. Поэтому необходим инженерный подход к решению указанной задачи. При разработке механико-математических моделей должна учитываться информация о свойствах компонентов, их упаковке и взаимодействии в материале. В этой связи одна из важнейших задач механики композитных материалов состоит в прогнозировании деформационных и прочностных свойств композита в функции свойств составляющих композит фаз, их сцепления и т.д.

Возникновение науки о композитах как особой отрасли знания связано с раскрытием специфики объекта ее изучения – технологии переработки, так как требуемая надежность конструкций может быть достигнута только при условии управления технологическими параметрами процесса на всех стадиях их изготовления. Условно исследования можно разделить на две группы: задачи, связанные с реализацией технологического процесса и обоснованием его основных параметров, и задачи учета технологической предыстории механических явлений при расчете изделий.

В процессе технологической переработки композитов на различных его этапах происходят физико-химические и агрегатные превращения, сопровождающиеся изменением механических и теплофизических свойств компонентов и материала в целом. Для учета наследственного влияния механических явлений приходится рассматривать отдельно стадии процесса, определяя их границы агрегатными или структурными состояниями матрицы. Для каждой из стадий в таком случае может быть принята своя обоснованная система упрощающих гипотез. При этом в качестве начальных для очередного этапа принимаются конечные значения переменных на предшествующей стадии. Именно так построены теории, охватывающие весь процесс в целом [1-4].

Технологический процесс переработки композиционно-полимерного материала в конструкции методом намотки можно представить следующей последовательностью этапов.

Процесс переработки начинается с намотки на оправку армирующих элементов, пропитанных полимерным связующим. Различают сухую намотку (с применением предварительно пропитанной и просушенной нити, ленты или ткани) и мокрую намотку, при которой связующее непосредственно вводится в процессе намотки. Намотка может производиться как на холодную оправку, так и на горячую оправку с подогревом изделия до температуры, близкой к температуре термообработки. Конструкция оправки, ее жесткость и характеристики ее теплового расширения также относятся к технологическим факторам. Наконец, намотка может производиться с малыми натяжениями, не влияющими на дальнейшее распределение напряжений в конструкции, и с большими натяжениями. В последнем случае изменение натяжения при переходе от одного витка к другому может оказать существенное влияние на качество конструкции.

Теоретические и экспериментальные исследования подтвердили необходимость создания переменного по толщине конструкции поля начальных напряжений, создаваемых путем программированного натяжения армирующих элементов. В реальных условиях полимерная матрица, особенно при нагреве, ведет себя как вязкая жидкость. Установлено, что эффекты, связанные со спиральностью, несущественны и оправдано применение концентрически-кольцевой слоистой модели. При решении задачи в линейно-упругой постановке используется для составления уравнений равновесия теория слоистых оболочек, где слои арматуры чередуются с прослойками связующего полимера. Намотка очередного слоя уподобляется надеванию с натягом кольца арматуры. Последующие исследования показали необходимость учета ряда факторов. Во-первых, уже в рамках линейно-упругого решения выявился существенный вклад податливости оправки на падение усилий натяжения. Во-вторых, оказалось, что линейно-упругая постановка задачи не дает возможности описать ряд явлений, наблюдаемых в экспериментах, и, в частности, зависимость относительного давления на оправку от величины усилия натяжения. Это связано с тем, что в радиальном направлении при намотке из-за фильтрации связующего происходит уплотнение материала, сопровождающееся нелинейным ростом его жесткости. Кроме того, для углеродных и органических армирующих элементов необходим учет анизотропии их упругих свойств.

Влияние фильтрации связующего на изменение натяжения арматуры может быть учтено различными способами. Наиболее простой - это связать величину объемного содержания армирующих элементов с давлением от натяжения. Тогда получим нелинейную связь между усилием натяжения и давлением на оправку. Расчетные данные при такой схеме дают удовлетворительное совпадение с экспериментом.

Разогрев конструкции на оправке с последующей термообработкой. На этапе намотки по «мокрому» способу (на подогретую оправку – по «сухому») и при последующем разогреве вязкотекучее связующее мигрирует под действием давления натяжения от внутренних слоев к наружным; происходит уплотнение материала и, как следствие, падение предварительного натяжения армирующих элементов. Характерными особенностями являются зависимость вязкотекучих свойств полимерного материала от температуры и связанного с ним влияния радиального уплотнения материала на интегральные механические характеристики композиционно-полимерного материала.

Следующую группу технологических факторов образуют параметры термообработки. Режим термообработки задается химиками-технологами для получения связующего с заданными механическими свойствами. Однако в рамках заданного режима возможны отклонения, влияющие на конечные качества конструкции. Например, режим охлаждения после окончания термообработки практически не отражается на конечных свойствах связующего. Однако варьируя этим режимом, можно изменять распределение остаточных (технологических) напряжений в готовой конструкции.

Процессы отверждения матрицы протекают, как правило, при воздействии на них внешними источниками энергии. Используется широкий спектр источников и способов подвода энергии. Наиболее распространенным является конвективный подвод тепла. Однако при этом неизбежна неравномерность температурного поля. При больших толщинах она может быть весьма существенной и требуется длительное время для выравнивания температуры по толщине изделия. В таких случаях неоднородность температурного поля неизбежно вызывает неравномерность конверсии по толщине конструкции. Формируется фронт полимеризации.

Особенностью является выделение тепла за счет экзотермичности процессов формирования молекулярной структуры, усиливающее неоднородность температурного и конверсионного полей.

Этап технологической переработки – полимеризация – чрезвычайно важен, так как в этот период происходят структурные превращения в полимерном композите, определяющие в конечном итоге качество готовой продукции. В тонкостенных конструкциях жидкое связующее постепенно переходит в высокоэластическое состояние практически равномерно по всему объему; его фильтрация прекращается. Для этой стадии в [1] была использована теория консолидации, обобщенная на случай, когда учитываются отверждение связующего и его химическая и термическая усадки.

Длительное время предполагалось, что процесс гелеобразования охватывает практически весь реакционноспособный объем. Поэтому основная ответственность за появление макродефектов структуры переносилась на этап охлаждения изделия. Гипотеза о фронтальном распространении конверсионного поля при неравномерном распределении температуры по толщине конструкции позволила установить существенную роль этапа полимеризации и выявить условия формирования макродефектов. Решению комплекса задач, связанных с изучением закономерностей протекающих процессов на этом этапе и разработкой их математических моделей, посвящены работы [3 - 9].

Охлаждение композиционно-полимерного материала вместе с оправкой до температуры стеклования (T_g) полимерного материала. Здесь происходит развитие температурных деформаций в неоднородной среде с нестабильными (зависящими от температуры) и нестационарными свойствами. Также осуществляется переход полимерного материала в новое агрегатное состояние (стеклование), охлаждение до конечной температуры и связанные с этими процессами механические явления (изменение механических и теплофизических свойств, усадочные явления, упругая, прочностная и теплофизическая анизотропия и др.).

Обычно при охлаждении в термокамере центральные слои цилиндра нагреты выше, чем слои, прилегающие к наружной и внутренней поверхностям. Оценка температурных напряжений с учетом такого температурного поля дана в [10 - 13]. Другой вид неоднородного температурного поля, при котором имеется перепад температур между внутренней и наружной поверхностями цилиндра, а температура внутри цилиндра монотонно изменяется по логарифмическому закону, соответствующему решению стационарной задачи теплопроводности, исследован в [14]. Анализ напряженного состояния цилиндра, выполненный в этой работе и основанный на уравнениях плоской задачи теории упругости для ортотропного тела, показал, что с точки зрения величины остаточных напряжений, возникающих при неоднородном температурном поле по сравнению с однородным, существуют «благоприятные» и «неблагоприятные» перепады температур. При благоприятном перепаде температур остаточные напряжения σ_r уменьшаются; если перепад достаточно велик, то напряжения становятся сжимающими. Поэтому благоприятные перепады температур могут быть использованы практически при разработке новых технологических режимов термообработки для уменьшения вероятности расслоений и снижения остаточных напряжений, что может служить дополнением к известным в настоящее время методам снижения технологических температурных напряжений – программированной силовой намотке и послойному отверждению [15 - 18], введению дополнительных слоев – компенсаторов напряжений [19], применению внешнего давления [20], уменьшению максимальной температуры термообработки [21], увеличению времени охлаждения [22]. В частности, из работы [14] следует, что целесообразно создание перепада температур, при котором внутренние слои оболочки нагреты до более высокой температуры, чем наружные.

Идея применения неоднородного по толщине оболочки охлаждения для регулирования величины и кинетики технологических температурных напряжений получила дальнейшее развитие в [23], где предлагалось использовать два различных теплоносителя, омывающих оболочку снаружи и изнутри и охлаждаемых с разной скоростью, что позволяет реализовать благоприятные перепады температур при термообработке.

В исследовании деформации и прочностных свойств композитов существует, как известно, два направления: феноменологическое, которое использует теорию механики анизотропного тела, определяя константы упругости материала на основе экспериментальных

испытаний, и структурное, базирующееся на структуре композита. Структурное направление связывает характеристики композита с механическими характеристиками его компонентов и таким образом прогнозирует свойства композита по свойствам его компонентов. Рассматриваются различные механические свойства компонентов – упругие, вязкоупругие, пластические. Полученные разными авторами результаты сравнительно близки между собой для регулярно армированных материалов [24]; эти результаты согласуются с опытами и поэтому могут быть использованы в практических расчетах.

Традиционно физические соотношения в механике деформируемых сред записываются в виде

$$T_{\sigma} = F(T_s) \quad (1)$$

Согласно (тензор напряжений T_{σ} определяется функцией тензора деформаций T_s , установленной для соответствующего текущего состояния композита, находящегося в данный период времени в плановой технологической переработке.

В настоящее время при решении задач, связанных с определением полей остаточных технологических напряжений и деформаций, весь цикл переработки полимерно-композиционных материалов разбивается на этапы, для каждого из которых можно записать свое определяющее уравнение вида (, основанное на допущении, что время установления локального равновесного состояния намного меньше наблюдаемого этапа. Так, для этапа охлаждения ниже температуры стеклования T_c (полимерный материал – твердое стеклообразное вещество) принимается или линейно-упругая модель [27]

$$T_{\sigma} = C \otimes T_s \quad (2)$$

или вязкоупругая модель наследственного типа с ядрами релаксации и ползучести в форме степенных функций [28]

$$T_{\sigma} = \tilde{C}(T) \otimes T_s \quad (3)$$

Здесь C - тензор четвертого ранга; \otimes - символ тензорного внутреннего умножения; $\tilde{C}(T)$ – оператор наследственного типа.

Для этапа нагревания в процессе полимеризации используются модели твердеющей среды (либо гиповязкоупругой стандартной среды, либо стандартной нестабильной среды), определяющие уравнения для которой записаны в дифференциальной операторной форме [29], или применяется высокоэластичная модель полимера в интегральной форме [30-32]. Здесь принято, что масштаб времени наблюдения значительно меньше времени самого технологического этапа, а физико-механические свойства полимерного материала неизменны. При больших масштабах времени наблюдения постулируется зависимость компонент тензора механических свойств полимерно-композиционного материала от степени конверсии полимерного материала η и локальной температуры T [33]. Иначе принимается модель терморологической среды, для которой справедливы принципы температурно-временной [34] и полимеризационно-временной эквивалентности [35]. Уравнение связи (3) в этом случае записывается в виде

$$T_{\sigma} = \tilde{C}(T, \eta) \otimes T_s \quad (4)$$

Изучение области перехода из высокоэластического в стеклообразное состояние строится на основе обобщенной (нелинейной) модели Максвелла [36]. Однако свойства полимерного

материала при этом считаются линейно зависимыми от температуры, а резкое изменение их параметров в области температуры стеклования игнорируется.

Эффекты исследования, накапливаемые от этапа к этапу, учитываются путем пошагового интегрирования по времени [33,37], согласно которому результаты каждого предыдущего этапа являются начальными условиями для последующего. Изменение физико-механических свойств полимерно-композиционного материала в этом случае описывается с помощью специально введенного параметра n , характеризующего структурное состояние полимерного материала и определяемого из решения кинетического уравнения, записанного посредством импульсивных функций $\delta(t - t_j)$ для технологического цикла в целом [38]. Физические соотношения здесь представлены в виде

$$T_{\sigma} = \tilde{C}[n_j - \delta(t - t_j)] \otimes T_s \quad (5)$$

Использование феноменологических моделей (4), (5), как и (3), ограничивается рамками аксиомы локального состояния равновесия в каждый рассматриваемый момент времени. Разработка более общих математических моделей, адекватно описывающих эволюцию структуры полимерного материала и учитывающих отмеченные особенности полимерно-композиционного материала в процессе переработки, связана с отказом от аксиомы локального состояния и экспериментальным изучением теплофизических и механических свойств твердеющей нестабильной среды, какую представляет собой полимерный материал. Помимо этого, моделям (3) - (5) присущи сложность записи уравнений и необходимость в информации о форме операторов \tilde{C} . Отсюда современные исследования в этой области должны быть нацелены на возможную разработку достаточно простых с позиций инженерной практики математических моделей полимерно-композиционного материала в состоянии переработки.

Характерной тенденцией современного этапа механики полимерных композитных материалов является смещение центра исследований в область технологических задач и формирование на основе их решения нового раздела – технологической механики. Центральную проблему раздела составляет разработка феноменологических расчетных моделей с учетом эволюции формирования структуры в процессе переработки. Успешное развитие и углубление исследований по всем рассмотренным проблемам является залогом дальнейшего прогресса механики композитных материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тамуж В.П., Гетерс Г.А. Проблемы механики композитных материалов / В.П.Тамуж, Г.А.Гетерс // Механика композитных материалов. - 1979. - № 1. - С. 34-45.
2. Болотин В.В., Воронцов А.Н., Мурзаханов Г.Х. Анализ технологических напряжений в намоточных изделиях из композитов на протяжении всего процесса изготовления / В.В.Болотин, А.Н.Воронцов, Г.Х.Мурзаханов // Механика композитных материалов. - 1980. - № 3. - С. 500-508.
3. Томашевский В.Т., Шалыгин В.Н., Яковлев В.С. Прогнозирование технологических дефектов и способы их предотвращения в намоточных армированных полимерах / В.Т.Томашевский, В.Н.Шалыгин, В.С.Яковлев. - В кн. : I Всесоюз.конф.по композиционным полимерным материалам и их применение в народном хозяйстве: Тез.докл. Ташкент. - 1980. - Т.3. - С.40.
4. Томашевский В.Т., Шалыгин В.Н., Яковлев В.С. Моделирование условий возникновения технологических дефектов в структуре намоточных композитных полимерных материалов / В.Т.Томашевский, В.Н.Шалыгин, В.С.Яковлев // Механика композитных материалов. - 1980. - № 5. - С. 895-900.
5. Болотин В.В., Новичков Ю.Н. Механика многослойных конструкций / В.В.Болотин, Ю.Н.Новичков. - М. - 1980. - 375 с.
6. Турусов Р. А., Давтян С. П., Шкадинский К. Г., Розенберг Б. Д., Андреевская Г. Д., Ениколопан Н. С. Механические явления в условиях распространения фронта отверждения / Р.А.Турусов, С.П.Давтян, К.Г.Шкадинский, Б.Д.Розенберг, Г.Д.Андреевская, Н.С.Ениколопан // Докл. АН СССР. - 1979. - Т. 247. - № 1. - С. 97-100.
7. Клычников Л. В., Давтян С. П., Худяев С. И., Ениколопан Н. С. О влиянии неоднородного температурного поля на распределение остаточных напряжений при фронтальном отверждении /

Л.В.Клычников, С.П.Давтян, С.И.Худяев, Н.С.Ениколопян // Механика композитных материалов. - 1980. - № 3. - С. 509-513.

8. Розенберг Б. А., Ениколопян Н. С. Проблемы технологической монолитности изделий из композиционных материалов / Б.А.Розенберг, Н.С.Ениколопян // Журн. Всесоюз. хим. об-ва. - 1978. - Т. 23. - № 3. - С. 298-304.

9. Арутюнян Х.А., Давтян С.П., Розенберг Б.А., Ениколопян Н.С. Отверждение эпоксианового олигомера ЭД-5 аминами в режиме распространения фронта реакции / Х.А.Арутюнян, С.П.Давтян, В.Н.Шалыгин // Докл. АН СССР. - 1975. - Т.223. - № 3. - С. 657-660.

10. Томашевский В.Т., Наумов В.Н., Шалыгин В.Н. Влияние неоднородности охлаждения на технологические температурные напряжения в толстостенных цилиндрических оболочках из армированных полимеров / В.Т.Томашевский, В.Н.Наумов, В.Н.Шалыгин. - В кн.: Полимерные материалы в машиностроении. - Пермь. - 1977. - С. 10-17.

11. Огилько Т.Ф. Метод расчёта макроскопических усадочных напряжений в цилиндрических оболочках из стеклопластиков с учётом некоторых технологических факторов / Т.Ф.Огилько // - Механика полимеров. - 1974. - № 5. - С. 823-827.

12. Бахарев С.П., Миркин М.А. К вопросу о температурных напряжениях, возникающих в процессе термообработки цилиндрических оболочек из стеклопластиков / С.П.Бахарев, М.А.Миркин // - Механика полимеров. - 1978. - № 6. - С. 1118-1121.

13. Екельчик В.С., Никифорова Е.В. Неоднородное нестационарное температурное поле и температурные напряжения в ортотропном вязкоупругом цилиндре / В.С.Екельчик, Е.В.Никифорова // XIV науч.совещ. по тепловым напряжениям в элементах констр-ций (Канев, 1977). Тез.докл. Киев. - 1977. - С.42-43.

14. Сборовский А.К., Бугаков И.И., Екельчик В.С., Кострицкий С.Н. Технологические напряжения в конструкциях из стеклопластика при отверждении в неоднородном температурном поле / А.К.Сборовский, И.И.Бугаков, В.С.Екельчик, С.Н.Кострицкий. - В кн.: Свойства судостроительных стеклопластиков и методы их контроля. - 1974. - Вып. 3. - С.17-21.

15. Тарнопольский Ю.М., Розе А.В. Особенности расчета деталей из армированных пластиков / Ю.М.Тарнопольский, А.В.Розе. - Рига. - 1969. - 274 с.

16. Тарнопольский Ю.М., Портнов Г.Г. Программированная намотка стеклопластиков / Ю.М.Тарнопольский, Г.Г.Портнов // Механика полимеров. - 1970. - № 1. - С. 48-53.

17. Тарнопольский Ю.М., Портнов Г.Г., Спридзанс Ю.Б. Компенсация температурных напряжений в изделиях из стеклопластиков методом послойной намотки / Ю.М.Тарнопольский, Г.Г.Портнов, Ю.Б.Спридзанс // Механика полимеров. - 1972. - № 4. - С. 640-645.

18. Благоняев В.О., Перевозчиков В.Г. Остаточные напряжения в кольцах из стеклопластиков, полученных методом послойного отверждения / В.О.Благоняев, В.Г.Перевозчиков // Механика полимеров. - 1972. - № 1. - С. 174-176.

19. Шалыгин В.Н. Совмещенный технологический процесс производства резино-стеклопластиковых узлов / В.Н.Шалыгин. - В кн.: Стеклопластики в машиностроении. Л. - 1971. - С. 28-30.

20. Работнов Ю.Н., Екельчик В.С. Об одном способе предотвращения трещин при термообработке толстостенных оболочек из стеклопластика / Ю.М.Работнов, В.С.Екельчик // Механика полимеров. - 1975. - № 6. - С. 1095-1098.

21. Варушкин Е.М. Исследование температурных остаточных напряжений и деформаций в толстостенных намоточных изделиях из армированных пластиков / Е.М.Варушкин // Механика полимеров. - 1971. - № 6. - С. 1040-1046.

22. Огилько Т.Ф. Влияние режима охлаждения на усадочные напряжения в цилиндрических оболочках из стеклопластиков / Т.Ф.Огилько // Механика полимеров. - 1974. - № 5. - С.949-951.

23. Афанасьев Ю.А., Екельчик В.С., Иванов В.К. Регулирование остаточных напряжений в толстостенных ортотропных цилиндрических изделиях/ Ю.А.Афанасьев, В.С.Екельчик, В.К.Иванов. - Всесоюз.науч.-техн. симпоз. «Новые полимерные композиционные материалы в машиностроении» (Черкассы, 1978). Тез.докл. - М. - 1978. - С.25-29.

24. Малмейстер А.К., Тамуж В.П., Гетерс Г.А. Сопротивление жестких полимерных материалов. Изд.2-е / А.К.Малмейстер, В.П.Тамуж, Г.А.Гетерс. - Рига. - 1972. - 498 с.

25. Победря Б.Е. Механика композиционных материалов / Б.Е.Победря. - М. - 1984. - 336 с.

26. Победря Б.Е. О вычислительной механике деформируемого твердого тела / Б.Е.Победря // Математические методы механики деформируемого твердого тела. - М. - 1986. - С. 124-129.

27. Болотин В.В., Болотина К.С. Расчет остаточных напряжений и деформаций в намоточных изделиях из армированных пластиков / В.В.Болотин, К.С.Болотина // Механика полимеров. - 1969. - № 1. - С. 134-139.

28. Екельчик В.С., Никифоров Е.В. Нестационарные температурные напряжения в ортотропном вязкоупругом цилиндре из композиционного полимерного материала / В.С.Екельчик, Е.В.Никифоров // Вопросы судостроения. Сер. Технология судостроения. – 1978. – Вып.18. – С.139-145.
29. Болотин В.В., Воронцов А.Н. Образование остаточных напряжений в изделиях из слоистых и волокнистых композитов в процессе отверждения / В.В.Болотин А.Н.Воронцов / Механика полимеров. – 1976. - № 5. – С. 790-795.
30. Ien Chen I., Bogue D.C. Time-dependent stress in polymer melts and reviewof viscoelastic theory / Ien Chen I., D.C. Bogue // Trans. Soc. Rheol. – 1972. – Vol. 16, № 1. – P. 59-78.
31. Bird R.B., Carrean P.I. A nonlinear viscoelastic model for polymer solution and melts.2 / R.B. Bird., P.I. Carrean // Chem. Eng. Sci. – 1968. – Vol.23. – P. 427-434.
32. Carrean P.I., McDonald I.E., Bird R.B. A nonlinear viscoelastic model for polymer solution melts.2 / P.I. Carrean, I.E. McDonald, R.B. Bird // Chem. Eng. Sci. – 1968. – Vol.23. – P. 901-911.
33. Томашевский В.Т., Шалыгин В.Н., Яковлев В.С. Моделирование условий возникновения технологических дефектов в структуре намоточных композитных полимерных материалов / В.Т.Томашевский, В.Н.Шалыгин, В.С.Яковлев // Механика композит. материалов. – 1980. – № 5. – С. 895-900.
34. Александров А.П., Лазуркин Ю.С. Высокоэластическая деформация полимеров / А.П.Александров, Ю.С.Лазуркин // Журн.техн.физики. – 1939. – Т.9, вып.14. – С. 1249-1261.
35. Москвитин В.В., Вайндинер А.И., Соломатин Л.А. О полимеризационных напряжениях в линейных вязкоупругих средах / В.В.Москвитин, А.И.Вайндинер, Л.А.Соломатин // Механика полимеров. – 1968. – № 4. – С. 716-723.
36. Коротков В.Н., Турусов Р.А., Андреевская Г.Д., Розенберг Б.А. Температурные напряжения в полимерных и композитных материалах / В.Н.Коротков, Р.А.Турусов, Г.Д.Андреевская, Б.А.Розенберг // Механика композитных материалов. – 1980. – № 5. – С. 828-834.
37. Болотин В.В., Воронцов А.Н., Мурзаханов Р.Х. Анализ технологических напряжений в намоточных изделиях из композитов на протяжении всего процесса изготовления / В.В.Болотин, А.Н.Воронцов, Р.Х.Мурзаханов // Механика композитных материалов. – 1980. – № 3. – С. 500-508.
38. Гольденблат И.И. Некоторые вопросы теории упругих и пластических деформаций / И.И.Гольденблат. – М. – 1950. –482 с.

УДК 658. 512

Василевич Ю.В., Каштальян Е.И.

**ПРОГНОЗНАЯ ОЦЕНКА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
МОДУЛЬНЫХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СИСТЕМ**

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Рассмотрена задача повышения эксплуатационных характеристик модульных инструментальных систем (МИС) металлорежущего оборудования с числовым программным управлением. Показано, что в качестве критериев для оценки эксплуатационных характеристик МИС целесообразно использовать контактную жесткость и максимальное перемещение в точке приложения нагрузки. Приведена методика оценки контактной жесткости сопряжений соединительных элементов с поверхностями двойного базирования. Выявлены закономерности влияния параметров качества поверхности, сопрягаемых элементов МИС на контактную податливость в стыках соединительных элементов.

Составной частью технологической оснастки металлорежущего оборудования с числовым программным управлением (ЧПУ) являются модульные инструментальные системы (МИС). Их применение характерно для многоцелевых станков типа «Обрабатывающий центр», что обусловлено широкой номенклатурой используемых на них режущих и вспомогательных инструментов, и разнообразием их присоединительных поверхностей. При изготовлении корпусных деталей сложной конфигурации на многоцелевых станках стоимость инструментальной системы иногда достигает 30—40% стоимости самого оборудования. Одним из способов ее снижения является унификация вспомогательного инструмента. Чаще она сводится к разделению вспомогательного инструмента на элементы (модули), соединяемые

между собой по поверхностям, обеспечивающим быструю и точную ориентацию одного элемента относительно другого.

В состав МИС входят: базовый держатель, удлинители, переходники, патроны, оправки, головки, специальный режущий инструмент. В шпиндель станка крепится базовый держатель. К нему можно присоединить переходники, удлинители, патроны, оправки либо специальный инструмент. В переходники и удлинители можно крепить патроны, оправки, головки и специальный режущий инструмент. Схема возможных вариантов соединения модулей в МИС представлена на рис. 1.



Рис. 1. – Схема соединения модулей инструментальной системы

Благодаря модульности конструкции достигается ряд преимуществ инструментальной системы: уменьшается количество требуемого вспомогательного инструмента; обеспечивается быстрая переналадка; снижается металлоемкость; повышается виброустойчивость инструмента и т.д.

Анализ наиболее распространенных и известных конструкций показывает (таблица 1, что независимо от вида присоединительной поверхности (цилиндрическая, коническая, фасонная и т.д.) посадка осуществляется одновременно и по торцу. Причем доля натяга по торцу должна преобладать и составлять не менее 60 % в случае, когда одна из присоединительных поверхностей коническая. В отдельных случаях применяется сопряжение элементов по цилиндру диаметром 14—50 мм с посадкой *H7/g6*, *H6/g6*, *H6/g5*, *H5/g4*. Кроме того, зазоры в соединении модулей, образованные из-за отклонений размеров в пределах допусков, устраняются с помощью упругих хвостовиков и затяжных элементов: цанг, рычагов, шариков, винтов и т.д. При этом создается натяг по всей площади соединяемых поверхностей. В результате можно получить жесткое соединение, а при определенных требованиях к точности изготовления и балансировке — более высокую, чем у цельного инструмента, виброустойчивость, а, следовательно, и более высокую точность обработки.

Таблица 1 – Примеры модульных инструментальных систем

Виды присоединительных поверхностей	Затяжной элемент или способ крепления	Разработчик (фирма, страна)
Короткий конус и плоский торец	Шарики и осевой зажим	Widia (Германия)
Короткий конус с треугольным профилем	Осевой затяжной винт	Sandvik Coromant (Швеция)
Цилиндрическая и плоский торец	Осевой затяжной винт	Kelch (Германия)
Цилиндрическая и плоский торец	Радиальный затяжной винт	Heinz Kaiser (Швейцария)
Короткий конус и плоский торец	Осевой затяжной винт	Walter (Германия)
Цилиндрическая и плоский торец	Радиальные затяжные винты	SEKO (Швеция)

Одной из основных проблем при создании МИС и разработке рекомендаций по их использованию, является обоснованный выбор конструкции соединительных элементов, от правильности которого в значительной степени зависят надежность, долговечность и стойкость режущего инструмента, а также точность обработки. Соединение элементов при этом должно

обеспечивать плотный контакт сопрягаемых поверхностей, точную ориентацию одного элемента относительно другого, надежность, взаимозаменяемость соответствующих элементов, быстроточность, технологичность изготовления.

Для создания новой модульной инструментальной системы с заданными характеристиками необходимо выбрать критерии достижения этих характеристик и признаки классификации модульной инструментальной системы в целом и отдельных модулей. В качестве таких критериев рекомендуется использовать контактную жесткость и максимальное перемещение в точке приложения нагрузки [1].

Контактная податливость сопряжения. Анализ конструкций соединений МИС показал, что в большинстве случаев используются конические сопряжения, а также соединения с двойным базированием типа конус-плоскость. В конических сопряжениях возникают существенные деформации в связи с погрешностью углов конусов сопрягаемых элементов, а также в связи с весьма малой собственной жесткостью хвостовиков, что приводит к неравномерному распределению давлений по длине соединения. Соединения с элементами двойного базирования предполагают наличие двух одновременно контактирующих поверхностей, расположенных под углом друг к другу (в большинстве случаев этот угол составляет 90°). Поэтому обе плоскости работают в разных условиях контактных деформаций. Одна в условиях действия нормальных напряжений, другая – касательных.

Суммарная жесткость j_Σ двух базирующих поверхностей (рис. 2.) торцевой j_T и конусной j_K определяется по следующей формуле [2]

$$j_\Sigma = j_T + j_K$$

Суммарная податливость δ_Σ при этом определяется из выражения

$$\delta_\Sigma = \frac{\delta_T \delta_K}{\delta_T + \delta_K},$$

где δ_T и δ_K , податливость торца и конуса соответственно.

Значения δ_T и δ_K определяются из следующих соотношений:

$$\delta_T = \frac{y_T}{F_T}; \delta_K = \frac{y_K}{F_K},$$

где y_T и y_K – упругие контактные перемещения в торцевом и конических стыках в плоскости приложения нагрузки, мкм.; F_T и F_K - нагрузки, которые действуют на торцевую и коническую поверхности, соответственно, H .

Угол θ_0 наклона в стыке в результате контактных деформаций вызывает существенные перемещения в точке приложения силы резания на рабочем конце инструмента или оправки. Эти перемещения получаются соизмеримыми с прогибами самих оправок (или инструментов) на свободной длине L .

Упругое перемещение в конических стыках в сечении приложения нагрузки:

$$y_K = \delta_c + \delta_0 + \theta_0 L$$

где δ_c - собственные деформации оправки на свободной длине L (при рассмотрении ее заделанной в сечении 0), мкм; $\delta_0 + \theta_0 L$ - перемещения в результате контактных деформаций, мкм.

Первое слагаемое, как правило, значительно меньше второго и в большинстве случаев может не учитываться.

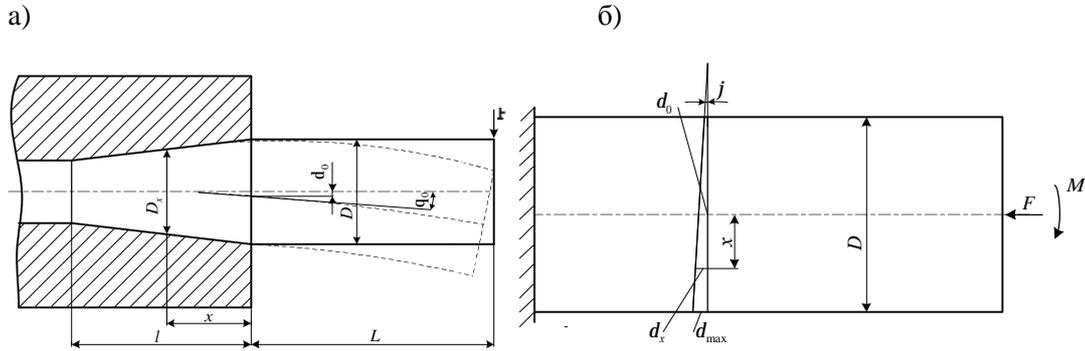


Рис. 2. – Схемы соединения элементов МИС:
с базированием по конусу (а); с базированием по торцу (б)

Следовательно $y_K = \delta_0 + \theta_0 L$, $y_T = \varphi L$,
где δ_0 - начальный прогиб, мкм; φ , θ_0 - углы поворота в торцевом и конусном сопряжениях соответственно, град; L - длина оправки, м.

Суммарная податливость торцевой и конусной поверхностей

$$\delta_{\Sigma} = \frac{\varphi L(\delta_0 + \theta_0 L)}{F_K \varphi L + F_T (\delta_0 + \theta_0 L)}$$

Оправку или концевой инструмент можно рассматривать как консольную балку на упругом основании, которым служат поверхностные слои оправки и отверстия сопрягаемого элемента наладки. Диаметр соединения меняется по длине, поэтому жесткость соединения EI_x балки и приведенная ширина B_x упругого основания также переменны по длине

$$D_x = D \left(1 - \frac{2\alpha x}{D} \right) \quad EI_x = \frac{E\pi D_x^4}{64} \quad B_x = \frac{\pi D_x}{2}$$

где 2α - угол конусности, град; D - большой диаметр соединения, м; D_x - диаметр в сечении на расстоянии x от кромки стыка, м;

Поскольку в соединениях всегда имеется начальный натяг, то принято, что дуга контакта распространяется по всей окружности πD_x , а между упругими перемещениями и давлениями существует линейная зависимость. Дифференциальное уравнение упругой линии для такого соединения следующее [3]

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI_x \frac{d^2 y}{dx^2} \right) + \frac{B_x}{k} y = 0$$

где y - прогиб в сечении с координатой x , мкм.

Граничные условия:

$$\text{при } x=0 \quad \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{M}{EI_x}; \quad \frac{d^3 y}{dx^3} = \frac{F}{EI_x};$$

$$\text{при } x=l \quad \frac{d^2 y}{dx^2} = 0; \quad \frac{d^3 y}{dx^3} = 0,$$

где $M = FL$ - момент от перерезывающей силы F , действующей в начале стыка.
Упругое перемещение δ_0 и угол наклона θ_0 в начале стыка

$$\delta_0 = \frac{2F\beta k}{B}(\beta LC_1 + C_2) \quad (1)$$

$$\operatorname{tg}\theta_0 \approx \theta_0 = \frac{2F\beta^2 k}{B \cdot 10^6}(2\beta LC_3 + C_4) \quad (2)$$

где F - сила, Н; L - расстояние от кромки стыка до сечения приложения нагрузки, м; k - коэффициент контактной податливости стыка, мкм/МПа; B - приведенная ширина стыка, $B = 0,5\pi D$; C_1, C_2, C_3, C_4 - поправочные коэффициенты, учитывающие влияние переменного диаметра (определяют путем решения дифференциального уравнения изгиба);

β - показатель жесткости стыка, $\beta = \sqrt[4]{\frac{B \cdot 10^6}{4EI k}}$, 1/м;

E - модуль упругости (для стали $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа);

I - момент инерции хвостовика в начале стыка, $I = \frac{\pi D^4}{64}$, м⁴.

Угол поворота φ в торцевом стыке (рис. 2.) можно определить по известным зависимостям [3]:

$$\varphi = \frac{kM}{I}$$

где k - коэффициент контактной податливости $k = C m \sigma_0^{m-1}$, мкм/МПа; C - коэффициент, зависящий от геометрии поверхности и физических свойств материалов, сопрягаемых деталей; m - показатель степени (учитывает шероховатость сопрягаемых поверхностей); σ_0 - напряжение в стыке, $\sigma_0 = F_3 / S$; F_3 - сила затягивания в стыке, Н; S - площадь стыка, м².

Упругие контактные перемещения в сопряжениях. Первичное приложение нагрузки приводит к пластическим деформациям ранее не контактировавших вершин макро- и микро-неровностей. При повторном нагружении, нагрузкой, не превышающей по величине первоначальную, деформации будут иметь упругий характер. Дальнейшее увеличение нагрузки приводит к пластическим деформациям ранее несмещенных поверхностей. Каждое новое нагружение будут сопровождаться упругими деформациями уже пластически сформированных вершин выступов и пластические деформации вершин, ранее не контактировавших и не подвергшихся критическому перемещению. В процессе приработки поверхностей, характер деформаций будет изменяться от пластического к упругому. Однако многократные приложения нагрузок будут приводить к контактному разрушению пластически насыщенных площадок контакта и образованию новых неровностей. Таким образом, контактные сближения будут происходить в результате упругих и пластических деформаций, что можно представить в виде равенства:

$$y_{СТ} = y_{пл1} + y_{пл2} + y_{уп1} + y_{уп2},$$

где $y_{пл1}$ и $y_{пл2}$ - пластические контактные деформации поверхностных слоев первой и второй деталей под действием силы, мкм; $y_{уп1}$ и $y_{уп2}$ - упругие перемещения нижележащих слоев, мкм.

Величина пластических деформаций контактирующих деталей зависит от площади контакта, шероховатости, волнистости, макроотклонений и физико-механических свойств, согласно работе [4]

$$y_{пл1} = \pi \left(\frac{2\pi R_{a1} W_{z1} H_{max1}}{A k_1' \sigma_{T1}} \right)^{1/3}$$

где R_a - среднее арифметическое отклонение профиля шероховатости, мкм;

H_{max} - максимальная величина макроотклонения, мкм; W_z - среднее арифметическое значение пяти наибольших высот волн, мкм; σ_{T1} - напряжение текучести первой детали, для стали 40X $\sigma_{T1} = 360$ МПа; $m^2; k_1'$ - степень наклепа; A - геометрическая площадь контакта, m^2 .

Упругие перемещения нижележащих слоев (для первой детали) под действием приложенной нагрузки могут быть определены по формуле [4]

$$y_{уп1} = 2\pi \frac{1-\mu_1^2}{E_1} k_1' \sigma_{T1} S_m \frac{y_{пл1}}{R_a}$$

где μ - коэффициент Пуассона, для металлов $\mu = 0,25...0,35$; E - модуль упругости, $E = 2,1 \cdot 10^5$, МПа.

Аналогичный вид имеют уравнения, используемые для расчета пластических и упругих составляющих контактных перемещений второй детали.

После превышения определенного значения нагрузки начинаются необратимые смещения, а затем может произойти «срыв». Чтобы исключить это явление, стыки, удерживаемые силой трения, необходимо рассчитать таким образом, чтобы смещения в них не переходили в область пластических.

Предварительное смещение контактирующих деталей, характеризующее начала процесса проскальзывания [4]:

$$\delta_{Tmax} = \frac{\pi S_m (y_{СК}^2 - y_{СТ}^2)}{16R_p^2} \quad (3)$$

где S_m - средний шаг неровностей профиля в пределах базовой длины, мкм; R_p - расстояние от линии выступов до средней линии, мкм; $y_{СК}$ - нормальное сближение контактируемых деталей при скольжении, мкм; $y_{СТ}$ - контактное сближение деталей в статике, мкм.

При этом величина нормального сближения при скольжении будет определяться по формуле

$$y_{СК} = 2(\sqrt{1+f^2} - 1)y_{СТ} \quad (4)$$

где u_{CT} - контактное сближение в статике, мкм; f – коэффициент трения покоя сопрягаемых материалов.

Определив по приведенным зависимостям (3) и (4) максимально возможную величину δ_{Tmax} этого перемещения, исходя из заданных параметров расчетной системы, можно оценить нагрузочную способность каждой из базирующих поверхностей.

Нагрузочную способность F_K , вызывающую максимальное упругое перемещение, для конусного соединения определяем из выражения (1), допуская, что значение δ_0 равно значению δ_{Tmax} :

$$F_K = \frac{\delta_{Tmax} B}{2\beta k(\beta LC_1 + C_2)}$$

Находим силу F_T , вызывающую смещение θ_0 на торце из выражения (2); приравнявая значения φ и θ_0

$$F_T = \frac{\theta_0 I}{kL}$$

где I - момент инерции кольцевого стыка, m^4 .

Сопоставив силы F_K и F_T можно оценить, какую долю общей нагрузки несет каждая из соединительных поверхностей.

Взаимосвязь точности и жесткости сборки соединительных элементов МИС с качеством деталей, изготовленных на станках. Существует функциональная взаимосвязь между точностью сборки модулей МИС, ее жесткостью и качеством деталей, обработанных на станке с использованием МИС (рис. 3.). После сборки модуля МИС величина первичного отклонения вершины инструмента от номинального положения определяется из выражения [5]

$$e_{\Sigma} = \frac{1}{K_{\Sigma}} \sqrt{\sum_{i=1}^n (A_i k_i e_i)^2}$$

где K_{Σ} – коэффициент относительного рассеяния размера замыкающего звена размерной цепи; n – число звеньев (элементов модуля); k_i – коэффициент относительного рассеяния размера i -го звена; e_i – перекося или параллельное смещение оси i -го элемента; A_i – степень влияния i -го звена на соседнее (передаточное отношение i -го звена).

$$A_i = \sum_{i=1}^n l_i / l_{Hi} ,$$

где l_i – длина вылета i -го элемента модуля МИС; l_{Hi} – длина вылета, на котором нормируется величина перекося оси в i -м сопряжении элементов.

Погрешности, возникающие в процессе обработки с использованием МИС, значительно превышают значение e_{Σ} , так как под действием силы резания элементы системы подвержены изгибным и контактными деформациям.

Суммарная деформация у определяется по следующей зависимости

$$y = F \left(\frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\sum_{i=1}^n l_i}{3EI_i} \right)^3}{\sum_{i=1}^n \delta_i} + \sum_{i=1}^n \delta_i \right)$$

где F – сила нагружения МИС, Н; E – модуль продольной упругости, МПа; I_i – осевой момент сечения i -го элемента, м⁴; δ_i – податливость i -го соединения, мкН/Н; l_i – длина вылета i -го элемента модуля МИС, м.

Для прогнозной оценки влияния рельефа сопрягаемых поверхностей элементов МИС на суммарную деформацию в точке приложения силы резания использованы методы математической статистики. На первом этапе исследований в EXEL был создан информационный массив (рис. 3), в котором содержатся расчетные значения суммарной деформации y для различных значений параметров, характеризующих рельеф поверхности (R_a , S_m , R_p , H_{max} , W_z). При этом использованы значения параметров качества сопрягаемых поверхностей элементов МИС, обработанных по шестому качеству точности. Основные статистические характеристики распределения суммарной деформации y (среднее арифметическое \bar{X} и среднее квадратическое отклонение s^2) определялись методом моментов [6]. Эмпирические распределения значений y сравнивались с распределением по закону Гаусса. Удовлетворительность соответствия проверялась по критериям согласия χ^2 и ω^2 . Во всех случаях гипотеза о том, что выборка принадлежит нормально распределенной генеральной совокупности, не отвергалась. Некоторые кривые распределения значений y представлены на рис. 4. – 7.

№	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	
1	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
2	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
3	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
4	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
6	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
7	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
8	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
9	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
10	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
11	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
12	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
13	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
14	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
15	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
16	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
17	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
18	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
19	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
20	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
21	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
22	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
23	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
24	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
25	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
26	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
27	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
28	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
29	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160
30	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85	90	95	100	105	110	115	120	125	130	135	140	145	150	155	160

Рис. 3. – Расчетные значения суммарной деформации для различных параметров, характеризующих рельеф поверхности элементов МИС

Анализ массива, представленного на рис. 3, свидетельствует о том, что значения перемещений, возникающих на конце инструмента под действием нагрузки (силы резания), действующей на нее, соизмеримы со значениями контактных перемещений, возникающих в сопряжении под действием все той же силы. Сопоставив значение суммарного перемещения на конце инструмента с качеством точности получаемого размера, можно судить о точности изготовления детали.

На основе рассчитанных ранее деформаций для заданного диапазона значений параметров волнистости, шероховатости и макроотклонений построена диаграмма распределения значений перемещений на конце инструмента под действием силы резания (рис. 4.).

По данной диаграмме можно выполнить анализ полей рассеивания значений перемещений, а также, плотностей вероятностей распределений и сопоставить полученные данные с полями допусков обрабатываемых заготовок.

Для анализа влияния на суммарное перемещение параметров шероховатости, волнистости и макроотклонений построены кривые нормального распределения значений суммарных перемещений для различных значений параметров шероховатости, при постоянных минимальных, максимальных и средних значениях параметров макроотклонений и волнистости (рис. 5.); для различных значений параметров волнистости, при постоянных минимальных, максимальных и средних значениях параметров шероховатости и макроотклонений (рис. 6.); для различных значений параметров макроотклонений, при постоянных минимальных, максимальных и средних значениях параметров волнистости и шероховатости (рис. 7.).

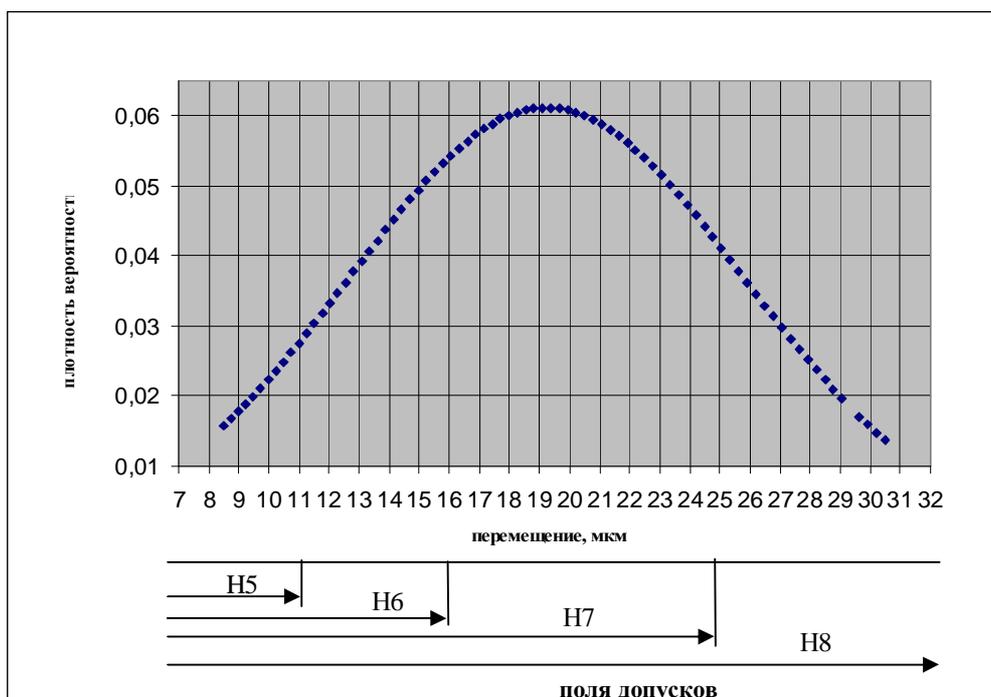


Рис. 4. – Диаграмма распределения суммарных перемещений для различных значений параметров шероховатости, волнистости, макроотклонения

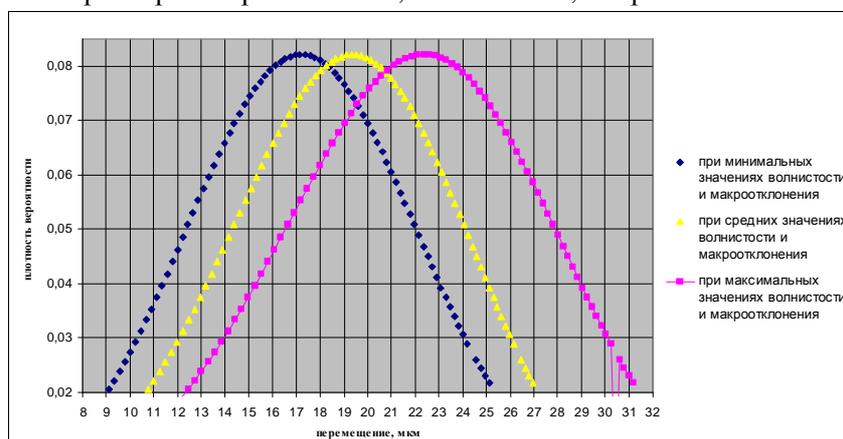


Рис. 5. – Кривые распределения значений суммарного перемещения для различных значений шероховатости, при постоянных минимальных, максимальных и средних значениях параметров волнистости и макроотклонения

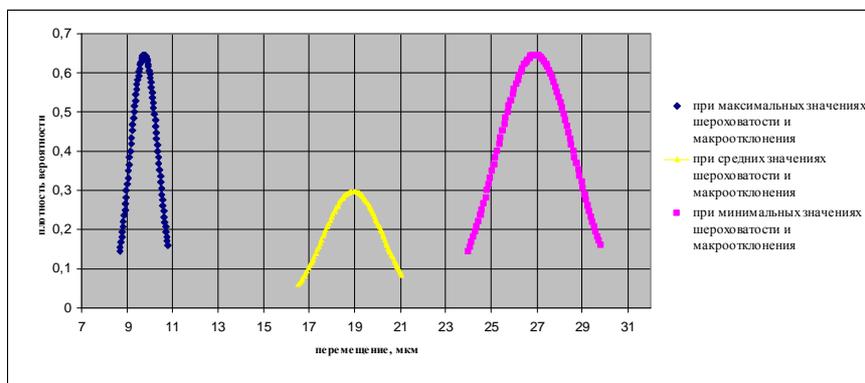


Рис. 6. – Кривые распределения значений суммарных перемещений для различных значений параметров волнистости при постоянных максимальных, минимальных и средних значениях параметров шероховатости и макроотклонения

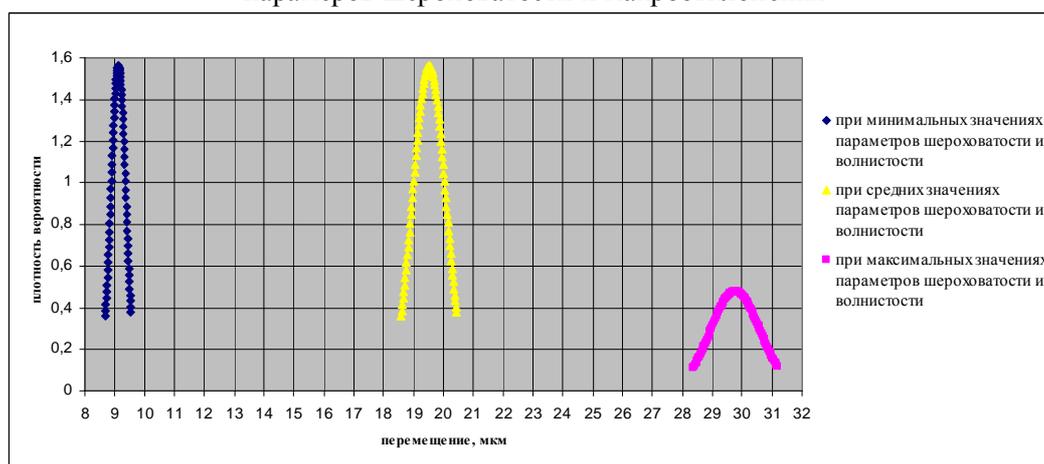


Рис. 7. – Кривые нормального распределения значений суммарных перемещений для различных значений параметров макроотклонения при максимальных, минимальных и средних значениях параметров шероховатости и волнистости

На основе анализа кривых распределения можно сделать вывод, что геометрические параметры поверхностного слоя оказывают заметное влияние на контактную жесткость сопряжений соединительных элементов МИС и суммарное перемещение на конце инструмента, а, следовательно, и на точность обработки. С увеличением значений параметров шероховатости, волнистости и макроотклонений происходит смещение поля рассеивания в сторону увеличения значений перемещений. Причем наибольшее влияние на величину перемещения оказывает шероховатость поверхности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гжиров, Р.И. Программирование обработки на станках с ЧПУ: справ./ Р.И. Гжиров, П.П. Серебrenицкий. – Л.: Машиностроение, 1990.-599 с.
2. Маталин, А.А. Технология машиностроения: Учебник для машиностроительных вузов по специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты»/ А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 496 с.
3. Левина, З.М. Контактная жесткость машин/ З.М. Левина, Д.Н. Решетов.- М., «Машиностроение», 1971. – 264 с.
4. Сулов, А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей/ А.Г. Сулов. – М.: Машиностроение, 1987.- 208 с..
5. Фельдштейн, Е.Э. Обработка деталей на станках с ЧПУ: учеб. пособие/ Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – 3-е изд., доп. – Минск: Новое знание, 2008. – 299 с.
6. Степнов, М.Н. Статистические методы обработки результатов механических испытаний/ М.Н. Степнов. – М.: Машиностроение, 1985. – 232 с.

Введение

Природа ставит перед гражданами государства определённые задачи социального и экономического плана, что необходимо для нормальных условий жизни, его безопасной трудовой деятельности.

Трудовая составляющая жизни человека связана с приборами, машинами, различными инженерными конструкциями и сооружениями предназначенными для снижения затрат энергии труда. Поэтому он вынужден обеспечивать себя простейшими и более сложными механизмами, машинами, приборами автоматизации.

Для производства механизмов человек (конструктор) должен исследовать всё известное о механизмах до него и в настоящее время. Приобрести механизмы, которые с его точки зрения наиболее подходят для трудовой деятельности. Испытать их, применив к тем условиям, в которых он живёт. В испытаниях обязательно выявятся недостатки приобретённых механизмов через качество получаемой продукции, как результата его трудовой деятельности. Недостатки могут быть: в технике безопасности при эксплуатации приобретённых механизмов, в их экономичности и качестве получаемого продукта, в нарушении природных факторов (экология) и т.д. Выявив недостатки приобретённых механизмов, провести патентные исследования, выбрать прототип и запатентовать новый механизм, имеющий существенные отличия от всех изученных.

Сделать инженерный расчёт нового механизма на надёжность и экономичность и после этого разработать эскизную модель нового механизма, на основании чего изготовить экспериментальный образец, испытать его в своих природных условиях.

При достижении высокого качества работы нового механизма, можно приступить к его тиражированию.

Таким механизмом может быть плуг. Плуг – многокорпусное или однокорпусное сельскохозяйственное орудие, предназначенное для основной обработки почвы, заключающееся в обороте (отваливании) вырезаемого пласта. Корпус плуга состоит из стойки, к которой крепятся лемех и отвал, состоящий из груди и крыла, которое может иметь продолжение в виде съёмной пластины, называемой пером.

Оборот пласта.

Прежде чем перейти к характеристике отвальных поверхностей, рассмотрим фазы, какими определяется поперечный контур отвала. Они заложены в рабочем процессе, выполняемым плугом:

– отделение пласта в виде части почвенного слоя заданной глубины a и ширины b , оно выполняется лемехом (горизонтальное подрезание) и ножом, производящим продольно-вертикальный разрез;

– подъём пласта с поворачиванием его в сторону борозды, выполняемый грудью отвала;

– окончательное опрокидывание пласта в борозду выполняется крылом отвала и пером.

В зависимости от связности почвенного слоя, пласт, двигаясь по лемеху и по груди отвала, разрушается в большей или меньшей степени, что соответствует агротехническим требованиям на вспашку почвы. При малой степени связности раскрошенный пласт осыпается с груди отвала, а частицы почвы перемешиваются с удобрениями.

Поперечный контур отвала.

При сильной дернине и влажности почвы пласт вырезается плужным корпусом сплошной лентой и оборачивается на 180° растительностью вниз рис. 1., где $BKABC$ контур борозды, а $LMBKA$ – лобовой контур отвала.

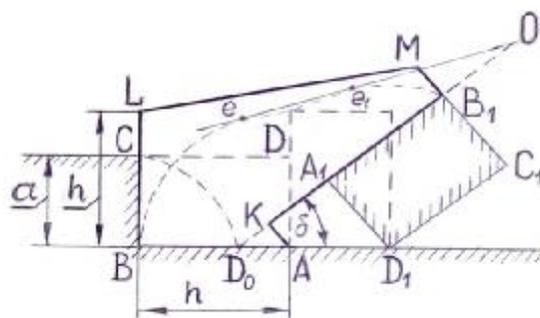


Рис. 1. – Приём построения лобового контура отвала

Очертание профиля борозды определяется заданными размерами поперечного сечения пласта, шириной $h = b$ и глубиной a . Профиль борозды отклоняется от предполагаемого очертания вследствие деформации пласта. Отклонения получаются значительными на слабых, старопашотных почвах и незначительными при обработке связных. Однако для выявления схемы перемещения пласта плугом условность в сохранении отваленным пластом своих первоначальных размеров необходима для установления геометрических соотношений при идеальном отваливании пласта [1,3].

Для правильного отваливания пласта необходимо, чтобы отвал свободно помещался в борозде, очерченной контуром поперечного сечения пласта. Профиль борозды определяется размерами поперечного сечения пласта, следовательно, и поперечный контур отвала, выполненный по профилю борозды, должен определяться теми же размерами пласта.

Из треугольника AID_0D_1 можно видеть, что $a = b \sin \delta$, следовательно, отношение $b/a = k = 1/\sin \delta$, или $\sin \delta = 1/k$.

Поперечный контур отвала в соответствии с профилем борозды очерчивается с четырёх сторон контурными линиями, называемыми обрезами:

- левый полевой обрез LB , обращён в сторону непаханого поля;
- нижний обрез AB , совпадающий с профильной линией дна борозды и являющийся проекцией лезвия лемеха;
- правый обрез DOB_1 , направленный по верхней грани отваленного пласта и наклонённый к дну борозды под углом δ , который определяется из соотношения $\sin \delta = 1/k$;
- верхний обрез LMB_1 , замыкающий контур отвала по линии, расположенной на достаточной высоте, чтобы исключалась возможность пересыпания почвы через отвал. Пользуясь профилем борозды, нетрудно построить левый, нижний и правый обрезы, при этом в зависимости от ширины лемеха правый обрез его соединяется с правым обрезом отвала KB_1 по некоторой кривой AK . Чтобы убедиться в недопустимости пересыпания почвы через верхний обрез отвала, проследим путь движения точки B по отвалу. Пласт сначала вращается около ребра A , а точка B будет перемещаться по отвалу по некоторой кривой, которая проектируется на поперечно-вертикальную плоскость в виде дуги окружности BA радиуса b . После достижения вертикального положения линией AB , точка D переместится в точку D_1 . Дальнейший поворот пласта происходит около ребра D_1 радиусом D_1B_1 . В точке B_1 пласт начнёт сходиться с отвала под собственным весом.

Касательная линия ee_1 , проведенная к обеим окружностям, отметит границу, до которой может доходить на отвале пласт. Чтобы исключить возможность пересыпания почвы через отвал, верхний обрез делается выше касательной линии ee_1 . Линия VL равна ширине пласта $b = h$ и граничной линией будет LM .

Проектирование поверхности отвала.

Рабочая поверхность косо поставленного клина в пространственных осях координат определяется тремя углами её наклона рис. 2. На горизонтальной координатной плоскости XOY отметится проекция лезвия клина AB , на плоскости XOZ – проекция полевого обреза AC , на плоскости YOZ – проекция линии BC к стенке борозды. Выберем направление движения клина по оси координат OX .

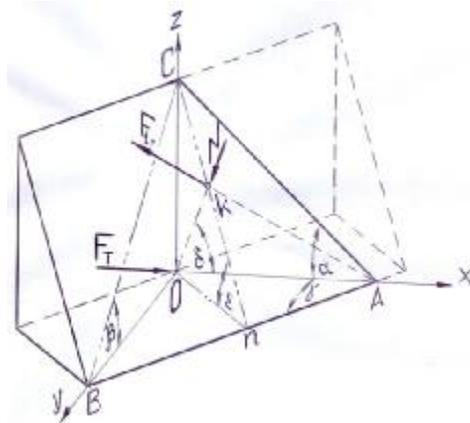


Рис. 2 – Косо поставленный клин в пространственных осях координат

При внедрении клина в почву происходит её деформация, в результате которой частицы почвы, находящиеся в точке O , переместятся по нормали Ok к плоскости клина в точку k . Клин за это время передвинется на расстояние OA . Нормальное давление N почвы на рабочую плоскость клина в точке k будет направлено по линии Ok . Сила трения почвы о поверхность клина определится из выражения $F_{tr} = N \operatorname{tg} \varphi$ и будет направлена по линии Ak , так как перемещение рассматриваемой частицы на плоскости ABC при движении будет происходить по этой линии.

Обозначим угол между линией полевого обреза AC клина и координатной осью OX через α . Двугранный угол ε , измеряемый линейным углом knO между линиями On и nk , перпендикулярными к лезвию клина AB . Угол δ наклона силы N к оси OX , соответствующий углу наклона поперечного сечения пласта к дну борозды в данный момент. Следовательно, плоский рабочий клин определится углом $90^\circ - \delta$, с учётом трения – углом $90^\circ - \delta + \varphi$, поэтому

$$F_T = \frac{N}{\cos(\varphi)} \sin(90^\circ - \delta + \varphi),$$

где F_T – сила тяги клина.

Принимая во внимание, что $90^\circ - \delta < \alpha$, будем иметь отношение

$$\frac{F_T}{F} = \frac{\sin(90^\circ - \delta + \varphi)}{\sin(\alpha + \varphi)} < 1$$

$$F_T < F$$

при

$$\alpha + \varphi \leq \frac{\pi}{2}$$

Отсюда, перемещение косо поставленного клина требует меньше затрат энергии, чем клин, у которого угол $\gamma = 90^\circ$, если учитывать трение. Косо поставленный клин плоскостями координат пересекается на три простых клина: в плоскости ZOX , с углом наклона α поднимает пласт; клин, расположенный в плоскости YOZ , с углом наклона β поворачивает пласт; клин с углом γ , расположенный в плоскости XOY , сталкивает пласт в борозду. Из анализа представленных зависимостей следует, что при постоянстве угла β опрокидывания пласта не произойдёт, поэтому угол β_{\max} дополняет до 180° угол δ наклона отваленного пласта, то есть $\beta_{\max} = 180 - \delta$.

В случае отношения $k=1,5$, угол $\delta=42^\circ$ и угол β должен быть доведен до $\beta_{max}=180-42=138^\circ$.

Из этого следует, что для оборачивания пласта необходим такой сложный клин, у которого поперечный угол β непрерывно изменяется, увеличиваясь от $\beta=0$ до $\beta=\beta_{max}$.

Удовлетворяет этому условию клин, рабочая поверхность которого является криволинейной.

Таким образом, криволинейная поверхность отвала представляет собой дальнейшее развитие трёхгранного клина, в котором происходит изменение всех трёх плоских элементов клиньев по величине углов α , β , γ . Степень и характер развития каждого из этих углов определяют форму поверхности, которая пригодна для обработки различных по механическим свойствам почв.

Поверхность, которая должна удовлетворять поставленным требованиям – винтовая поверхность. Трёхгранный клин ABC с этими начальными параметрами углов и постепенным перемещением образующей $B'O$ развивается в винтовую поверхность (рис. 3.). Движение прямой образующей $B'O$, которое определяется равномерным скольжением её конца B' по прямой линии $B'B$ и одновременным равномерным вращением около неё, то поверхность, описанная в пространстве образующей, будет винтовая поверхность, представляющую собой геликоид. По геликоидальной форме изготовить отвал невозможно, так как пласт после поворота на 90° , будет поворачиваться уже около другой оси, опираясь в борозде другим ребром. Поэтому образующая $B'O$ вращается около линии $B'B$ до тех пор, пока не займёт вертикальное положение. Дальнейшее вращение будет происходить около прямой DD' , параллельной BB' и отстоящей от неё на расстоянии a .

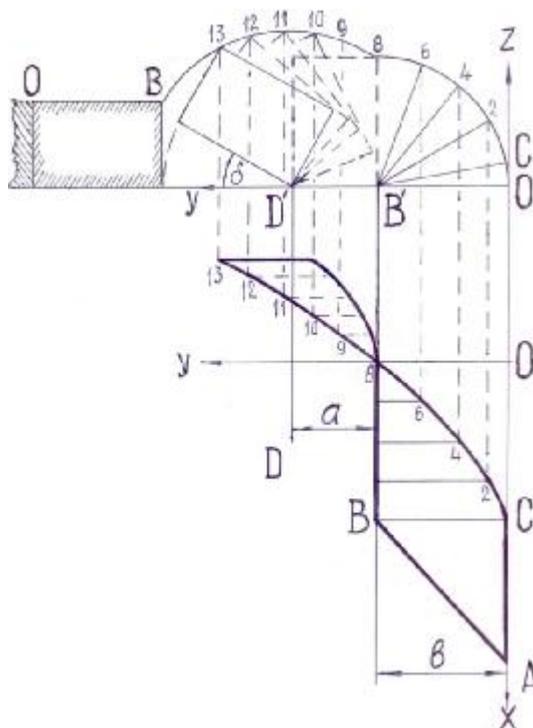


Рис. 3. – Винтовая комбинированная поверхность

На рис. 3. представлена такая сложная винтовая поверхность, состоящая из двух поверхностей, причём изображение положений образующей $B'O$ представлено в двух координатных плоскостях – горизонтальной и вертикальной. Одинаковые цифры отмечают одну и ту же образующую в них. Положение $B'8$ является границей, где винтовая поверхность, образованная по закону вращения $B'O$ около линии BB' , переходит в винтовую поверхность, образованную вращением той же образующей около другой линии DD' .

Проектирование лемеха, груди и крыла отвала.

Для проектирования отвала необходимо располагать следующими данными: глубиной пахоты a ; шириной захвата b ; постановкой лемеха, груди и крыла отвала.

Постановка лемеха определяется наклоном его к дну борозды (угол ε рис. 2.) и расположением лезвия к вертикальной стенке борозды (угол γ).

Оба угла – ε и γ определяют угол α продольно-вертикального клина, так как углы связаны следующим соотношением: $OC = O \cdot \tan \varepsilon = OA \cdot \tan \alpha$ и $On = O \cdot \sin \gamma$, следовательно, $\tan \alpha = \tan \varepsilon \sin \gamma$.

При малом угле ε наклона лемехе к дну борозды и при остром угле γ (малом угле $OA \cdot n$) носок лемеха будет тонким и непрочным. На этом основании угол ε выбирается в пределах: $\varepsilon = 22 \dots 300$.

Выбор угла $\gamma_0 = \gamma$ должен быть согласован с постановкой груди отвала и в практике форм отвалов угол γ_0 не выходит из пределов $300 < \gamma_0 < 500$.

Наиболее применяемыми размерами угла γ_0 , в зависимости от типа отвала (цилиндрический, культурный, винтовой), являются 450, 400, 350 соответственно.

Постановка груди отвала. Грудь отвала соединяется с лемехом и является его продолжением. Это средняя часть отвала, воспринимающая самую большую нагрузку и сильно изнашиваемую (рис. 3.). Чтобы поверхность отвала не получалась выпуклой, постановка груди должна быть круче, чем у лемеха. Следует при проектировании учитывать, что чрезмерная крутизна затрудняет подъём пласта и сползание его в сторону. Чтобы облегчить сползание пласта в сторону в нижней части отвала, наклон груди к стенке борозды делается на 1,5...2,00 меньше, чем у лемеха.

Постановка крыла определяется его положением относительно отваленного пласта. Чтобы край правого обреза, проходя мимо отваленного пласта, приглаживал его, а не задирает, необходимо, чтобы угол между плоскостью отваленного пласта и касательной плоскостью, проведенной к отвалу по правому обреза, не превышал 90°.

При взаимодействии рабочих органов сельскохозяйственных машин с почвой, в которой возникают напряжения, значительно превышающие упругие, которые достигают наибольших величин в области пластических деформаций. При этом почва разрушается с полной потерей структурной прочности и отделением (сколом) некоторого объёма от массива.

Оценка разрушения грунта с позиции теории упругости не применима для описания процесса разрушения почвы при обработке плугами. Однако есть и общие положения. Так, независимо от степени деформирования среды, при любом сложнапряжённом состоянии, разрушение может происходить только от растяжения для хрупких тел (скованная льдом почва) и от сдвига – для пластичных тел (почва при плюсовой температуре). Все связные почвы являются пластичной средой, разрушаемой от касательных напряжений τ сдвига. Параметрами сдвига, определяющими прочность почвы, являются удельная сила сцепления C_0 и угол внутреннего трения φ , которые входят в формулу Кулона $C_0 + \sigma \tan \varphi$, где σ – нормальные напряжения.

Почвообрабатывающие машины – плуги, разрабатывают как связные, так и несвязные почвы методом резания, изгиба и кручения пласта.

Физико-механические свойства почвы .

В инженерной механике основными механическими свойствами почвы являются следующие [2]

Вес. Это свойство характеризуется удельным (плотностью) и объёмным весом. Удельный вес почвы находится в границах, от 2,4 до 2,8 т/м³; исключение – торфяная почва, удельный вес которой составляет от 1,25 до 1,5 т/м³. Объёмный вес в рыхлом и слежавшемся состоянии от 1,5 до 2,0 т/м³ [3]

Практически все разновидности образований литосферы (относительно верхней твёрдой оболочки земного шара) является результатом физического и химического взаимодействия различных агрегатов, как резкие колебания температуры, ветра, изменение условий давления, деятельности воды, можно выделить три класса грунтов:

– скальные грунты (граниты, базальты, кварцы, мраморы, известняки, песчаники), характеризующиеся высокой прочностью связей между зёрнами или их агрегатами;

– песчано-глинистые грунты, представляют собой большую группу литологических разновидностей пород (пески, супеси, суглинки и глины). К ним, определяемым по крупности числу пластичности;

– почвы представляют собой поверхностно лежащий слой, представляющий минерально-органические образования, являющиеся результатом совместного влияния жизнедеятельности и распада микроорганизмов, под влиянием температуры, климата и рельефа местности.

Машины, применяемые только для обработки почвы, по-разному воздействуют на неё. Задачей рабочих органов при обработке почвы является разрыхление массива согласно агротехническим требованиям, замедление роста или полного уничтожения сорной растительности.

Поэтому знание основных физических и механических характеристик почвы позволяют правильно выбрать и сделать расчёт инженерной конструкции на надёжность (прочность, жёсткость и устойчивость рабочих органов) и экономическую эффективность.

Физические свойства почв, влияющие на их прочностное состояние. Почва состоит из основных фаз: твёрдой (минеральные частицы, образующие скелет), жидкой (вода, частично или полностью заполняющая поры), живые организмы (от микро- до относительно больших величин), волокна растений (существенно влияющие на прочностные качества почвы), камни принесенные при таянии ледника. В целом, почва представляет собой гигроскопическое тело, поглощающее воду из паров воздуха.

Основными составляющими элементами почвы являются песок и глина. Пески образуются путём механического разрушения коренных горных пород, а глины – продукт их химико-механического разрушения. Песок является мало связным, водно- и воздухопроницаемым, мало деформируемым, непластичным, который при высыхании не уменьшается в объёме и легко размывается. Глины отличаются противоположными, перечисленным для песков, свойствами. Почвы смешанного происхождения – супеси и суглинки.

Частицы почвы, размер которых находится между песчаными и глинистыми, образуют пылеватые почвы. Частицы пылеватой почвы характеризуются размером и другими, присущими только им, свойствами. Пылеватые почвы при увлажнении переходят в состав пльвунов, легко деформируются и резко снижают прочность. Частицы, входящие в состав почвы, классифицируются по их крупности (таблица).

Таблица 1. Классификация частиц, оставляющих минеральный скелет почвы

Частицы	галька, щебень	гравий	песчаная	пылеватая	глинистая
Размер, мм	более 20	20...2	2...0,05	0,05...0,005	менее 0,005

Все качественные размеры почв, включая прочностные свойства, помимо различия в размерах и форме частиц, определяются также объёмом пор, влажностью, температурой.

Ориентировочное представление о типе почвы можно получить по количеству содержащихся в ней глинистых фракций (таблица 2).

Таблица 2. Классификация почв по содержанию глинистых фракций

Почва	глина	суглинок	супесь	песок
Частицы, % *	более 30	30...10	10...3	менее 3

Примечание: * Содержание частиц мельче 0,0005 см, в % по массе

Пористость. Отношение объёма пор к общему объёму почвы $v=V_1/V_p$, где V_1 – объём пор; V_p – общий объём почвы, объём, занятый частицами.

Величина v может быть целым или дробным числом. Если $v=1$, то 50% объёма занято порами и 50% – частицами почвы. Для песка $v \leq 1$, для глины $v \leq 16$.

Объёмная масса. Объёмная масса почвы в залежи составляет 1,5...2,0 т/м³ в зависимости от минералогического состава, пористости, влажности и состава естественных растительных остатков. Это удельная величин γ_g при естественной влажности, равная весу объёма почвы F_g , делённому на величину этого объёма V почвы: $\gamma_g=F_g/V$.

Объёмную массу почвы важно знать при определении её рыхлости при деформировании (разрушении).

Рыхлость. Свойство обрабатываемой почвы увеличиваться в объёме при постоянстве её массы. Различают объём почвы в залежи и объём, который занимает та же масса после деформирования. Коэффициент рыхлости k_r , характеризующий отношение эти двух объёмов, больше единицы и изменяется от 1,08 до 1,35, меньший соответствует песчаным, больший – глинистым почвам. С течением времени рыхлая почва слёживается (уплотняется) и сохраняет только некоторую остаточную рыхлость. Величина остаточного коэффициента будет $k_i=1,01\dots 1,15$.

Объёмная масса скелета почвы. Объёмная масса скелета почвы Δ используется при определении степени уплотнения почвы инженерными конструкциями и определяется: $\Delta=\gamma_g/(1+\omega/100)$, где ω – влажность почвы.

Липкость. Липкость – причина дополнительного сопротивления резанию почвы рабочим органом, которая рассчитывается по формуле $F_L=\rho_L A$, где F_L – сила прилипания, равная N ; ρ_L – среднее удельное прилипание, глина 7...8, суглинки 5...7, супеси менее $5kN/m^2$; A – площадь контакта почвы с рабочим органом, m^2 .

Коэффициент трения почвы о сталь и почвы о почву. Величина коэффициента трения имеет существенное значение при воздействии рабочих органов машин и орудий на почву. При внедрении корпуса плуга в почву и движении его в борозде и движении пласта почвы по отвалу возникает сопротивление, равное $N \operatorname{tg} \delta$ где N – сила, направленная нормально к плоскости отвала; δ – угол трения почвы о сталь.

При переходе с лемеха на грудь отвала происходит деформация пласта, в результате которой часть почвы отсоединяется от общего массива и движется по плоскости скола. Перед грудью отвала возникает дополнительное сопротивление $N' \operatorname{tg} \rho$, где N' – вес сколотой части почвы; ρ – угол внешнего трения разрыхленной почвы или связной почвы при закручивании.

Угол внутреннего трения β является параметром разрушения почвы и входит во все аналитические формулы при определении усилий рыхления почвы.

Значения тангенсов углов β , ρ , δ при взаимодействии корпуса плуга с различными типами почв приведены в таблице 3.

Таблица 3. Значение тангенсов углов трения для почв

Почва	$\operatorname{tg} \beta$	$\operatorname{tg} \delta$	$\operatorname{tg} \rho$
песок, супесь	0,6...0,75	0,45...0,5	0,8...0,5
суглинок	0,75...0,85	0,5...0,6	0,55...0,4
глина	0,85...0,95	0,6...0,7	0,42...0,25

Влажность. Влажность определяется количеством воды в порах. В зависимости от количества воды в них почва изменяет свои свойства. С увеличением влажности связных почв коэффициент трения и сцепления снижается. Влажность ω в процентах определяется отношением массы влажной почвы к массе твёрдой среды – массовая влажность почвы $\omega=(mv-ms)100/ms$.

где mv – масса влажной почвы (проба); ms – масса сухой почвы.

Степень влажности почвы ω_g определяется $\omega_g = V_\omega / V_p$, где V_ω – объём воды в порах; V_p – объём пор.

Существует несколько порогов влажности: парообразная, гигроскопическая, плёночная, капиллярная, гравитационная.

Гигроскопическая вода обладает высокой степень вязкости, её плотность превышает единицу.

При капиллярной влажности все почвы резко снижают свою прочность, то есть способность сопротивляться воздействию внешних сил. Капиллярное давление для мелкодисперсных почв достигает $3kN/cm^2$.

Пределы видов влажностей для всех почв по А.Н.Зеленину в таблице 4.

Таблица 4. Пределы изменения видов влажности ω_g для типов почв [2]

Почва	гигроскопическая	плёночная	молекулярная	капиллярная	естественная
песок	1,0...2,0	2,5...5,0	5...6	7...8	7...10
супесь	2...6	6...8	8...12	12...15	10...15
суглинок	6...8	8...12	12...15	15...20	15...25
глина	8...12	12...15	15...20	20...30	25...35

Теоретический расчёт.

Среди современных задач механики деформируемого твёрдого тела и механики контактного взаимодействия его с другим твёрдым телом нет решений. Тем более, если одно твёрдое тело имеет механические характеристики, существенно отличающиеся от другого по их величине. Важнейшей задачей является расчёт инженерной конструкции при совместном влиянии одного тела на другое в период их контакта. При этом контакт происходит в движении одного тела относительно другого, то есть нагрузка состоит из нормальной силы и силы трения. Решение задачи может быть в определении напряжённо-деформируемой системы или неконтактное деформирование одного из элементов системы.

Характерным примером такой системы является взаимодействие корпуса плуга с почвой. В нашем случае почва рассматривается как деформируемое твёрдое тело. Физический аспект процесса упруго-пластической деформации заключается в том, что явление упругости вызывается силами меж структурной (плёночной, зависящей от влажности почвы) взаимосвязи, которая возвращает структуру в положение равновесия при снятии внешней силы, вызвавшей смещение на элементарную величину dx . Меж структурная сила F , возвращающая структурное равновесие, совершает работу с одновременным уменьшением потенциальной энергии W .

По закону сохранения энергии $Fdx = -dW$, откуда имеем $F = -dW/dx$.

Продифференцировав эту зависимость по x , получим $dF/dx = -d^2W/dx^2$. Если рассматривать силу и энергию как удельные (отнесённые к единице объёма) силу и энергию, то отношение dF/dx будет представлять модуль упругости E . Следовательно, $dF/dx = E = d^2W/dx^2$, то есть модуль упругости равен второй производной потенциальной энергии вдоль меж структурного промежутка (толщины плёнки). Отсюда следует, что модуль упругости E имеет прямое отношение к межструктурным связям твёрдого тела и является мерой сопротивления деформированию.

Закономерность изменения силы тяги плуга с изменением условий его работы должна вытекать из общей и точной теории, объединяющей сложный процесс, выполняемый пахотными орудиями.

Существующие эмпирические приёмы, не отражающие физической сущности связей между действующими факторами контактирующих тел.

Академиком В.П.Горячкиным [3] в результате теоретических и опытных исследований выведена зависимость тягового сопротивления плуга при деформировании почвенного пласта. В этой зависимости общее сопротивление плуга разделено на три составляющие части.

1. При работе плуга всегда имеет место сопротивление, не зависящее ни от глубины a пахоты, ни от скорости его движения. Это сопротивление, вызванное трением вращающихся колёс на опорах и о дно борозды, полевой доски и лемеха о стенки борозды др. Каждое их сопротивлений пропорционально нагрузке (вес плуга) и общее, отнесённое к весу плуга, можно выразить зависимостью: $F_1 = fG$, где f – общий коэффициент трения.

Сопротивление F_1 не связано с полезной работой плуга, сопутствующее.

2. Сопротивление, обусловленное деформацией почвенного пласта, величина которой пропорциональна площади поперечного пласта $F_2 = kab$, где k – коэффициент, характеризующий способность почвы сопротивляться деформации, кг/м²; b – ширина пласта.

3. Сопротивление, оборачиванию пласта и придание структурным элементам поступательной скорости. Если выразить ежесекундное поступление массы m' почвы через размеры пласта и поступательную скорость v плуга, то $m' = \delta abv$, где $\delta = \gamma/g$ – плотность почвы; γ – удельный вес.

Сила, возникающая от кручения пласта сообщает элементам почвы скорость v' , определится величиной $m'v'$. Скорость v' , сообщаемая структурным элементам,

пропорциональна скорости v движения плуга, поэтому, полагая $v'=\varepsilon'v$ и учитывая значение величины m' , получаем величину $F_3=\varepsilon'\gamma abv^2/g$. Заменяв $\varepsilon'\gamma/g$ на ε , получим $F_3=\varepsilon abv^2$, где ε – коэффициент, учитывающий форму отвала и физические свойства почвы, имеет размерность кгс²/м⁴.

Формула для расчёта тягового усилия будет

$$F = fG + kab + \varepsilon abv^2 \quad (1)$$

Так как взаимодействие корпуса плуга с пластом почвы происходит контактным способом, при этом происходит закручивание пласта, к которому применим первый закон механики (Ньютона). Согласно которому, импульс сил инерции структурных элементов Ft равен количеству движения mv . Контактная сила F , сообщающая переменной массе m ускорение dv/dt , поэтому

$$F = d(mv) / dt = mdv / dt + vdm / dt \quad (2)$$

В этом выражении первое слагаемое определяет затрату усилия постоянной массе m некоторое ускорение dv/dt , а второе – затрату усилия на сообщение постоянной скорости v некоторому количеству массы, поступающей на отвал в единицу времени dm/dt .

Из вышеприведенного, $dm/dt=m'=\delta abv=\gamma abv/g$, второе слагаемое в формуле (2) можно представить в виде $vdm/dt=\gamma abv^2/g$.

Следовательно,

$$F = mdv / dt + \gamma abv^2 / g \quad (3)$$

Сопоставляя зависимости (3) и (1), видим, что первый член mdv/dt соответствует категориям сопротивления плуга, которые не зависят от скорости ($fG+kab$), а второй член $\gamma abv^2/g$ совпадает с расходом силы тяги на кручение пласта почвы и отваливания его в сторону.

Если величина F тягового усилия медленно возрастает с повышением скорости плуга, то мощность, расходуемая на работу плуга, быстро возрастает с увеличением скорости.

Зависимость мощности от скорости выражается кубическим уравнением $W=Fv/736=(fGv+kabv)/736+\varepsilon abv^3/736$ Вт, а кривая зависимости представляет параболу третьего порядка. Передача мощности почве или от почвы отвалу происходит в результате изменения момента количества движения $m'v'$ почвы при проходе по винтовой поверхности.

С повышением линейной и угловой скорости сопротивление пластическому деформированию σ_{pl} растёт на всех этапах зависимости $\sigma(\varepsilon)$, при этом σ_r растёт быстрее, чем σ_b .

Заключение

Физический аспект процесса упругой деформации заключается в том, что явление упругости вызывается внешними силами, действующих на сцепление структурных элементов почвы, которое возвращает в равновесное положение структуру при снятии внешней силы, вызвавшей их смещение.

В процессе работы плуга происходит контактное взаимодействие двух твёрдых тел с разными механическими характеристиками свойств, но одинаковой внешней силой (энергией), затраченной на выполнение работы.

Приведен расчёт мощности контактного взаимодействия двух физических твёрдых тел, при заданных параметрах одного.

Теоретический расчёт сопротивления деформации физического тела будет приведен в следующей статье.

ЛИТЕРАТУРА

1. Механизация защиты почв от водной эрозии в нечернозёмной полосе. Под редакцией д.т.н., профессора А.Т. Вагина. – Л.: «Колос». – 1977. – С.278.
2. Зеленин А.Н. и др. Машины для земляных работ. // А.Н. Зеленин, В.И. Баловнев, И.П. Керров. – М.: «Машстрой». – 1975. – С.422.
3. В.П. Горячкин. Собрание сочинений. Под редакцией д.с.-х.н., профессора Н.Д. Лучинского. – Т. 2, изд. 2. – М.: «Колос». – 1968. – С.456.
4. Мороз Л.С. Механика и физика деформаций и разрушения материалов. // Л.С. Мороз. – Л.: «Машстрой». – 1984. – С.224.

УДК 629.12.011.-192

Хмелев А.А., Реут Л.Е., Сидоров В.А.

ОЦЕНКА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ЛОКАЛЬНО ДЕФОРМИРОВАННЫХ ЗОН КОНСТРУКЦИЙ МЕТОДОМ ИЗМЕРЕНИЯ ТВЕРДОСТИ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Разработан неразрушающий метод оценки трещиностойкости пластически деформированных зон конструкций путем измерения их максимальной твердости и сопоставления результатов измерения с твердостью стали в состоянии поставки и на поверхности разрушения.

Возникновение локальных пластически деформированных зон в инженерных конструкциях связано с целым рядом причин и может быть вызвано как технологическими методами предварительной обработки металлов, такими, как холодная гибка и сварка, так и условиями работы конструкции в процессе ее функционирования. Зарождение очагов таких областей возможно еще на стадии изготовления и сборки конструкции, а дальнейшая ее эксплуатация может привести к увеличению их размеров, разрастанию зон пластического повреждения и, как следствие, к опасности разрушения. Исследования показывают, что уровень пластической деформации металла ϵ_{np} в локально деформированных зонах часто достигает предельных для материала значений и приводит к образованию внутренних, не выходящих на поверхность, трещин, которые ослабляют элемент изнутри и являются потенциально опасными при дальнейшей эксплуатации конструкции. Каковы бы ни были причины возникновения этих зон, они обладают повышенной опасностью трещинообразования, а значит, требуют к себе особого внимания и необходимости постоянного контроля за текущим состоянием объекта.

Результаты исследования локально деформированных зон в конструкциях грузоподъемных сооружений, подкрановых балок, трубопроводов и сосудов высокого давления показывают, что в областях, подверженных локальному пластическому повреждению, твердость материала значительно выше твердости исходного металла и трещины в указанных зонах возникают и распространяются именно по точкам, имеющим максимальную твердость. Обнаружение таких точек позволяет установить потенциальные области образования трещин и это открывает возможность нового способа диагностирования, основанного на измерении твердости исследуемых зон и позволяющего осуществлять контроль качества и состояния объекта. При этом, техническая реализация способа крайне проста и доступна. Учитывая, что в локально деформированных зонах изменение твердости имеет пиковый характер с шириной пика порядка 1–2 мм, для указанных исследований – и текущих, и аварийных – удобным является применение портативных приборов ТПЦ–4, которые способны производить замеры твердости между точками именно на таких малых расстояниях.

Обоснованность диагностики состояния объекта и оценка уровня пластического повреждения отдельных локальных зон путем измерения их твердости подтверждается известными исследованиями стали на растяжение, которые показывают, что твердость стали при ее деформировании растет, начиная от исходного значения HB_0 в состоянии поставки и достигая максимальной величины HB_{\max} на поверхности разрушения, изменяясь согласно формуле [1]:

$$HB_{\max} = HB_0 e^{\psi} \quad (1)$$

где ψ – относительное сужение.

Простота предложенного способа диагностирования через измерение твердости заключается также в том, что для объективной оценки состояния локально деформированной зоны в качестве исходных данных достаточно знать значения сертификатных механических характеристик стали в состоянии поставки, а именно

σ_B – предел прочности материала (временное сопротивление), ε – относительное остаточное удлинение и относительное сужение ψ .

Исходное значение твердости HB_0 можно определить либо путем ее измерения, либо на основании указанных сертификатных данных по следующей формуле:

$$HB_0 = \frac{\sigma_B}{C} \quad (2)$$

где C – соотношение между твердостью по Бринеллю и пределом прочности стали, установленное по ГОСТ 22761–77.

В случае, если значение относительного сужения ψ в сертификатных данных отсутствует, его значение можно определить через глубину h_0 и диаметр d_0 отпечатка и соответствующее значение твердости стали в состоянии поставки по формулам:

$$h_0 = \frac{F}{\pi D H B_0} \quad (3)$$

$$d_0 = 2\sqrt{h_0(D - h_0)} \quad (4)$$

где $F=30kH$ – нагрузка на пресс Бринелля при измерении твердости шариком диаметром $D=10$ мм.

Далее определяют минимальный диаметр отпечатка d_{\min} , соответствующий твердости на поверхности разрушения образца и значение этой твердости HB_{\max} :

$$d_{\min} = \frac{d_0}{e^{\psi}} \quad (5)$$

$$HB_{\max} = \frac{2F}{\pi D \left(D - \sqrt{D^2 - d_{\min}^2} \right)} \quad (6)$$

Тогда значение относительного сужения ψ на основании формулы (1) и значений, полученных по формулам (2) и (6), определяется как

$$\psi = \ln \frac{HB_{\max}}{HB_0} \quad (7)$$

В результате расчета получаем шкалу изменения твердости стали от состояния поставки до состояния разрушения и соответствующие ей значения пластичности ε и ψ .

Дальнейшая оценка состояния объекта и трещиностойкости исследуемой зоны производится следующим образом.

Первоначально по приведенным ниже формулам определяют уровень накопленного пластического повреждения ε_{np} и ψ_{np} и оставшийся запас пластичности $\varepsilon_{ост}$ и $\psi_{ост}$:

$$\varepsilon_{np} = \ln \frac{d_0}{d_K} \quad (8)$$

$$\psi_{np} = \ln \frac{HB_K}{HB_0} \quad (9)$$

$$\varepsilon_{ост} = \ln \frac{d_K}{d_{\text{бит}}} \quad (10)$$

$$\psi_{ост} = \ln \frac{HB_{\max}}{HB_K} \quad (11)$$

где d_K и HB_K – диаметр отпечатка и значение максимальной твердости по Бринеллю контролируемой зоны соответственно.

По результатам расчетов, выполненных по формулам (8)–(11), оценивают состояние и трещиностойкость локально деформированной зоны путем сравнения полученного значения ε_{np} с величиной равномерного относительного удлинения $\varepsilon_{\text{равн}}$ для исследуемой стали, так как именно $\varepsilon_{\text{равн}}$ соответствует моменту образования шейки на растягиваемом образце и за этой точкой диаграммы растяжения следует ниспадающий ее участок и точка разрушения. Достижение уровня пластической деформации значения $\varepsilon_{\text{равн}}$ и тем более превышение этой величины является «сигнальной лампочкой» опасности возможного трещинообразования в исследуемой области объекта. Так, для малоуглеродистых и низкоуглеродистых сталей $\varepsilon_{\text{равн}}$ равно 19–20%. Следовательно, если $\varepsilon_{np} < (19-20)\%$, контролируемая зона имеет запас пластичности, но если $\varepsilon_{np} > \varepsilon_{\text{равн}}$, то велика вероятность, что в контролируемой зоне уже имеются внутренние трещины, размер которых определяется положением точки максимальной твердости зоны на ниспадающем участке диаграммы растяжения (рис. 1.).

Достоверность полученных формул подтверждается результатами многочисленных исследований случаев образования трещин в локально деформированных зонах концевых балок мостовых кранов и подкрановых балок. Внутренние трещины и трещиноподобные дефекты растут под действием рабочей нагрузки, особенно интенсивно при усталостном нагружении, вплоть до образования сквозных трещин.

При условии, когда $\varepsilon_{np} \leq \varepsilon_{\text{равн}}$, опасность развития трещин можно предупредить локальной термообработкой исследуемой зоны.

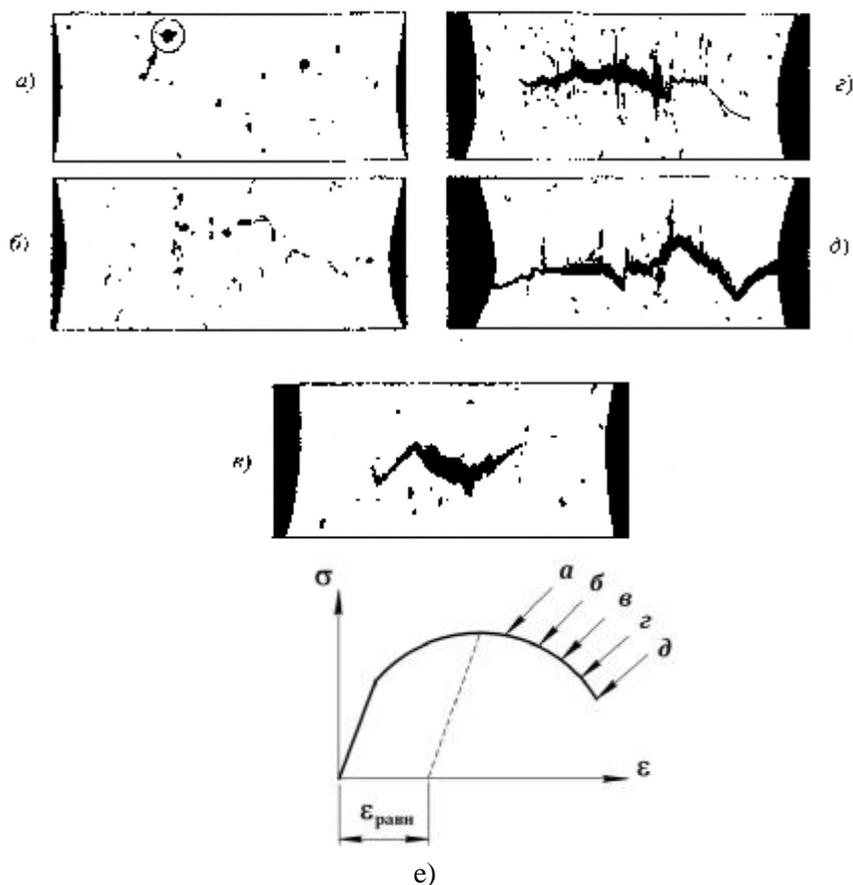


Рис. 1. – Накопление повреждений и стадии роста трещин (а, б, в, г, д) на ниспадающем участке диаграммы растяжения σ - ϵ (е).

ЛИТЕРАТУРА

1. Хмелев А.А., Реут Л.Е. Универсальная оценка качества сталей по диаграммам хрупковязкого состояния // Весті НАН Беларусі, сер. фіз.-тэхн. навук. – № 2, 2011. – с. 57-61.

УДК 631.17

Якубовский Ч.А., Якубовский А.Ч.

УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКИЙ ИЗГИБ СТЕРЖНЕЙ

Белорусский национальный технический университет,

Минск, Беларусь.

Морская академия, г.Щетин, Польша

Рассмотрены вопросы изгиба стержней в упругой и пластической стадии нагружения для материалов без упрочнения, а также обладающих способностью к упрочнению. Приведены сравнительные результаты расчета стержня на разных стадиях нагружения, показывающие возможность наиболее полного использования прочностных свойств материала при конструировании различных машин и механизмов.

Большинство пластичных материалов при нагружении за пределом упругости оказывает дальнейшее сопротивление нагрузке. Это связано с тем, что при развитии пластических

деформаций происходит изменение структуры материала, возникают необратимые сдвиги внутри отдельных кристаллов, местные искажения, дефекты кристаллической решетки, называемые дислокациями. При возрастании пластических деформаций происходит продвижение дислокаций, которому препятствуют соседние, более правильно ориентированные кристаллы. Поэтому, чтобы заставить дислокацию двигаться по кристаллу, необходимо создать дополнительное напряжение за счет увеличения внешней нагрузки. Это обстоятельство и объясняет возникновение зоны упрочнения. В настоящее время предложен целый ряд теорий деформационного упрочнения, подробно описанных в литературе [1].

Для оценки прочности конструкции в инженерной практике рассматривают материал как сплошное и однородное тело, не имеющее пустот или разрывов, непрерывности, не вдаваясь, таким образом, в изучение внутренней микроструктуры материала. Многочисленные опыты, проведенные с образцами самых различных металлов, их сплавов и других конструкционных материалов, показали, что применение модели сплошной среды вполне оправданно [2].

Такой, так называемый феноменологический (описательный) метод позволяет обеспечить единый подход к различным по микроструктуре материалам и использовать при расчетах на прочность методы математического анализа, включающего в себя аппарат непрерывных и бесконечно малых функций.

Для применения описательного метода расчета необходимо экспериментальное изучение механических свойств материала. Одним из основных экспериментальных исследований с применением модели сплошной среды является испытание образцов на растяжение с целью изучения свойств материала при различных внешних воздействиях. При проведении таких испытаний выявляются общие свойства конструкционных материалов – упругость и пластичность.

При изучении изгиба стержней точное решение задачи об определении напряжений получить довольно сложно. Поэтому в инженерной практике применяется теория изгиба, основанная на гипотезе плоских сечений. Сущность ее заключается в том, что поперечные сечения стержня, плоские до деформации, остаются плоскими и перпендикулярными изогнутой оси стержня и после деформации. Эта гипотеза впервые была предложена Я.Бернулли и в основном завершена Л.Эйлером.

Гипотеза плоских сечений является строгой при чистом изгибе (когда в сечении стержня действует лишь изгибающий момент) и приближенной при поперечном изгибе ввиду появления сдвиговых деформаций. Однако исследования показывают, что величина углов сдвига элементов весьма незначительна по сравнению с углами их поворотов. Поэтому гипотеза плоских сечений является достаточно точной и при поперечном изгибе. Многочисленные опыты свидетельствуют, что она также применима и при пластических деформациях [2].

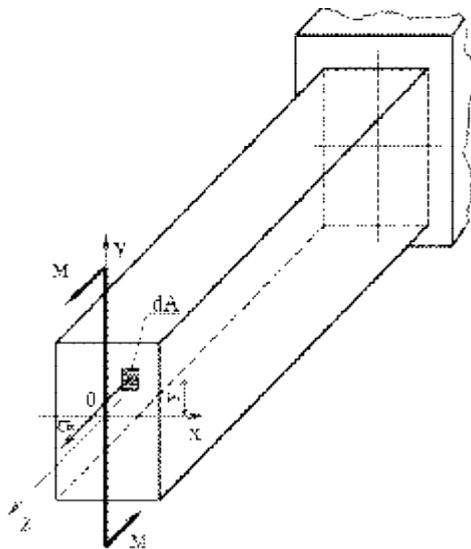


Рис. 1. – Схема нагружения стержня

Рассмотрим стержень прямоугольного поперечного сечения, изготовленный из пластичного материала и подвергающийся чистому изгибу в одной из главных плоскостей. Это наиболее простой случай, который позволяет изучить основные особенности изгиба (рис.1.). Рассмотрим все стадии нагружения стержня. Принятая гипотеза плоских сечений позволяет заключить, что деформации сдвига в плоскости нагружения ZOY отсутствуют. Следовательно, можно записать:

$$\gamma_{yz} = \gamma_{zx} = 0 \text{ и } \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (1)$$

Известно, что стержни составляют группу элементов конструкций, у которых длина значительно превышает их поперечные размеры. В связи с этим можно предположить, что напряжения, равные нулю на боковых ненагруженных гранях стержня, будут также равны нулю в любой точке стержня. Такое предположение называют гипотезой о ненадавливании продольных волокон друг на друга. Поэтому можно записать:

$$\sigma_x = \sigma_y = \tau_{xy} = 0 \quad (2)$$

Таким образом, из шести напряжений, определяющих напряженное состояние в точке, отличным от нуля является лишь нормальное напряжение σ_z . Следовательно, продольные волокна стержня испытывают простое растяжение или сжатие. Поэтому в упругой стадии нагружения напряжение σ_z может быть определено, используя закон Гука при растяжении:

$$\sigma_z = E\varepsilon_z \quad (3)$$

При этом, согласно гипотезе плоских сечений, σ_z распределяется по высоте сечения по линейному закону. На рис. 2. изображены предельные эпюры распределения нормальных напряжений в сечении стержня на различных стадиях нагружения.

В упругой стадии за опасное напряжение принимается предел текучести материала σ_m (рис. 2. б) Такое допущение является не совсем точным, т.к. для пластичных материалов предел пропорциональности σ_{mp} , до которого соблюдается закон Гука, несколько меньше предела текучести. Однако это отличие несущественно. Кроме того, на этой стадии нагружения расчеты на прочность проводятся по допускаемым напряжениям, которые меньше предела текучести в n раз, где n -коэффициент запаса по текучести. Например, для стали Ст.3 его принимают равным 1,5.

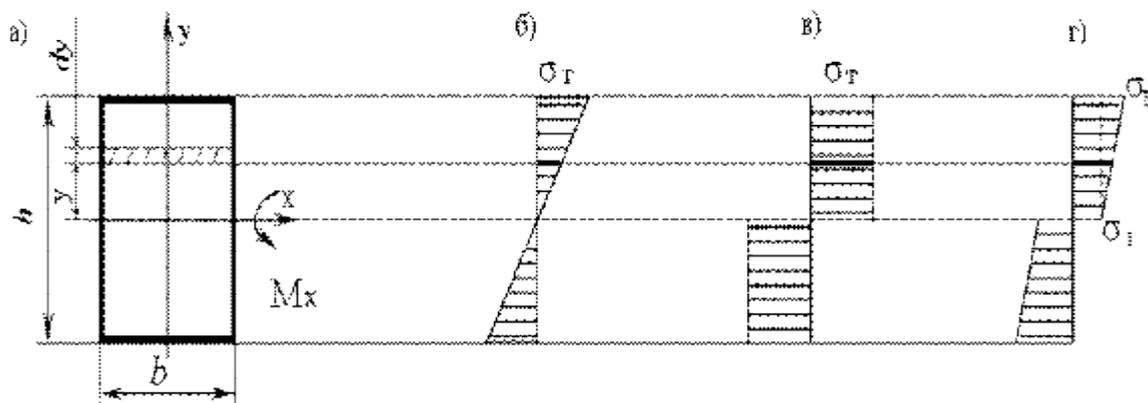


Рис. 1. – Предельные эпюры распределения нормальных напряжений в сечении стержня

В пластической стадии для материала стержня без упрочнения за опасное напряжение также принимается предел текучести. Однако предельное пластическое состояние наступает тогда, когда напряжения во всех волокнах достигают предела текучести σ_m (рис.2. в).

Если материал стержня обладает способностью к упрочнению, то в предельном состоянии напряжения в крайних волокнах равны пределу прочности σ_6 (рис.2. г).

Предельный изгибающий момент в поперечном сечении стержня для каждой стадии нагружения равен моменту внутренних сил, вычисленному для соответствующего состояния. При этом момент внутренних сил равен (см. рис. 1.):

$$M_x = \int_A \sigma_z y dA \quad (4)$$

Рассмотрим все стадии нагружения стержня.

1. Упругая стадия.

Для произвольного волокна с ординатой y по рис. 2.б находим:

$$\sigma_z = \frac{2\sigma_m}{h} y \quad (5)$$

Тогда:

$$M_{np} = \int_A \sigma_z y dA = 2b \int_0^{h/2} \frac{2\sigma_T}{h} y^2 dy = \sigma_T \frac{bh^2}{6} = 0,167\sigma_T \quad (6)$$

Здесь $\frac{bh^2}{6} = W_x$ – момент сопротивления изгибу прямоугольного сечения.

2. Пластическая стадия.

Как отмечалось выше, достижение нормальным напряжением предела текучести еще не означает полного исчерпания несущей способности стержня, так как в работу включаются менее нагруженные частицы материала, что приводит к увеличению несущей способности стержня. Однако при пластическом нагружении расчеты усложняются в связи с нелинейной зависимостью между напряжением σ и деформацией ϵ .

Одним из методов, применяемых для упрощения расчетов в пластической области, является метод схематизации кривых деформирования, который может быть реализован различными способами в зависимости от вида реальной диаграммы растяжения и метода решения конкретной задачи.

Диаграмма, представленная на рис. 3.а и называемая идеальной диаграммой Прандтля, применяется при расчете деталей из весьма пластичных материалов, условно называемых идеально-пластичными. Наклонный участок диаграммы характеризует упругую стадию нагружения, а горизонтальный – пластическую стадию. Такая диаграмма предполагает, что предел пропорциональности материала совпадает с пределом текучести, а деформации после достижения предельной величины ϵ_m неограниченно растут без увеличения напряжений. Такая диаграмма не учитывает упрочнение материала за пределом текучести.

Для материалов средней пластичности, а также для цветных металлов и их сплавов в качестве расчетной принимают схематизированную диаграмму с линейным упрочнением (рис.3. б).

2.1. Расчет стержня в пластической стадии нагружения без учета упрочнения.

Согласно рис. 2.в можно записать: $\sigma = \sigma_m = \text{const}$. Тогда предельное значение изгибающего момента в прямоугольном сечении будет равно:

$$M_{np} = \int_A \sigma y dA = 2b \int_0^{h/2} \sigma_m y dy = 2b \sigma_m \frac{1}{2} \left(\frac{h}{2}\right)^2 = \sigma_m \frac{bh^2}{4} = 0,25 \sigma_m h^2 \quad (7)$$

Здесь $\frac{bh^2}{4} = W_m$ - пластический момент сопротивления прямоугольного сечения.

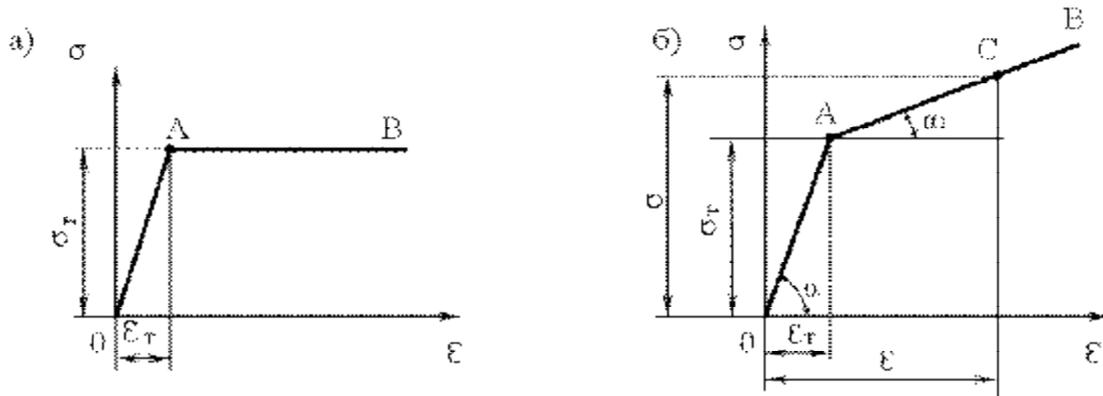


Рис. 3. – Идеальная диаграмма Прандтля

2.2. Расчет в пластической стадии с учетом упрочнения.

На диаграмме с линейным упрочнением (рис. 3.б) возьмем произвольную точку C в пластической зоне нагружения и установим связь между напряжением и деформацией. Напряжение в точке C равно:

$$\sigma = \sigma_m + (\varepsilon - \varepsilon_m) tg \alpha_1 = \sigma_m + (\varepsilon - \varepsilon_m) E_1 \quad (8)$$

где $E_1 = tg \alpha_1$ – модуль упрочнения (или касательный модуль).

При этом $\sigma_m = E \varepsilon_m$, где $E tg \alpha$ – модуль продольной упругости.

Тогда формула (8) принимает вид:

$$\sigma = E \varepsilon_m + \varepsilon E_1 - \varepsilon_m E_1 = E \varepsilon \left[\frac{s_m}{s} (1 - \xi) + \xi \right] \quad (9)$$

где $\xi = \frac{s_1}{s}$.

Для количественной оценки и сравнения результатов расчета стержня на разных стадиях нагружения рассмотрим диаграмму растяжения образца из малоуглеродистой стали Ст.3, широко применяемой в строительстве (рис.4). Штриховыми линиями показана схематизированная диаграмма с линейным упрочнением.

Основные механические характеристики стали Ст.3 имеют следующие значения [3]: $\sigma_T = 240 \text{ МПа}$; $\sigma_E = 420 \text{ МПа}$; $E = 2 \cdot 10^5 \text{ МПа}$; $\varepsilon_E = 0,16$.

Вычисляем величины, входящие в выражение (9):

$$\varepsilon_T = \frac{\sigma_T}{E} = \frac{240}{2 \cdot 10^5} = 0,0012; E_1 = tg \alpha_1 = \frac{\sigma_E - \sigma_T}{\varepsilon_E - \varepsilon_T} = \frac{420 - 240}{0,16 - 0,0012} = 1134 \text{ МПа}; \xi = \frac{E_1}{E} = \frac{1134}{2 \cdot 10^5} = 0,0057$$

Выразим предельные деформацию ε_σ и напряжение σ_σ через соответствующие величины в момент текучести. Имеем: $\varepsilon_\sigma=0,16$; $\varepsilon_m=0,0012$

$$\text{Тогда: } \varepsilon_E = \frac{0,16}{0,0012} \varepsilon_T = 133,3\varepsilon_T$$

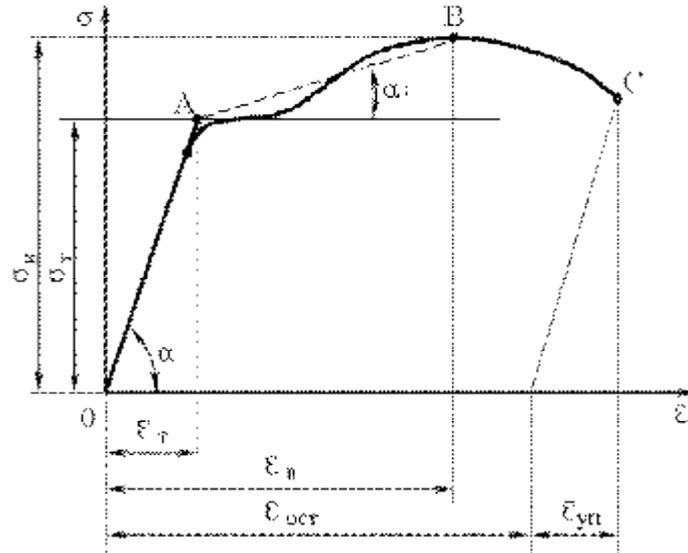


Рис. 3. – Диаграмма растяжения образца из малоуглеродистой стали

По формуле (9) находим:

$$\sigma_E = E\varepsilon_E \left[\frac{\varepsilon_T}{\varepsilon_E} (1 - \xi) + \xi \right] = 133,3\sigma_T \left[\frac{\varepsilon_T}{\varepsilon_E} (1 - \xi) + \xi \right] = 133,3\sigma_T \left[\frac{0,0012}{0,16} (1 - 0,0057) + 0,0057 \right] = 1,754\sigma_T \quad (10)$$

Определяем теперь предельный момент в сечении стержня (рис. в пластической стадии нагружения с учетом упрочнения).

$$\text{Из рис. 2.г находим: } \sigma_z = \sigma_m + \frac{2(\sigma_\sigma - \sigma_m)}{h} y$$

Тогда:

$$\begin{aligned} M_{np} &= \int_A \sigma_z y dA = 2b \int_0^{h/2} \left(\sigma_m + \frac{2(\sigma_\sigma - \sigma_m)}{h} y \right) y dy = \\ &= 2b \left[\sigma_T \frac{1}{2} \left(\frac{h}{2} \right)^2 + \frac{2\sigma_E}{h} \frac{1}{3} \left(\frac{h}{2} \right)^3 - \frac{2\sigma_T}{h} \frac{1}{3} \left(\frac{h}{2} \right)^3 \right] = \frac{bh^2}{12} (\sigma_T + 2\sigma_E) \end{aligned}$$

С учетом зависимости (10) получим:

$$M_{np} = \frac{bh^2}{12} (\sigma_m + 2 \cdot 1,754\sigma_m) = 0,376\sigma_m bh^2$$

Выполненные расчеты показывают, что учет пластических свойств материала с использованием идеальной диаграммы Прандтля позволяет увеличить несущую способность стержня прямоугольного сечения при изгибе на

$$\frac{0,25 - 0,167}{0,167} 100\% = 50\% (\text{в } 1,5 \text{ раза})$$

по сравнению с расчетом по допускаемым напряжениям в упругой стадии нагружения.

С учетом упрочнения материала в пластической стадии несущая способность стержня увеличивается на:

$$\frac{0,376 - 0,167}{0,167} 100\% = 125\% (\text{в } 2,25 \text{ раза})$$

Таким образом, изучение свойств материала и распределения напряжений и деформаций в упруго - пластической стадии нагружения необходимо при конструировании различных машин и сооружений с целью наиболее полного использования прочностных возможностей материала. Такой подход позволяет создавать изделия с минимальным весом и габаритами, обеспечивая при этом прочность и надежность изделия.

ЛИТЕРАТУРА

- 1.Полухин П.И., Горелик С.С., Воронцов В.К. Физические основы пластической деформации. – М.: Металлургия, 1982.–584с.
- 2.Биргер И.А.,Мавлютов Р.Р. Сопротивление материалов. – М.: Наука, 1986. –560с.
3. ГОСТ 380-2005. Стали углеродистые обыкновенного качества.

REFERATS

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 669.45

Belaya O.N., Gusakova O.V., Neumerzhyskaya E.Y., Shepelevich V.G.
Microstructure of rapidly alloy Pb - 13 mass. % Sb

Rapidly alloy Pb - 13 mass. % Sb cooled at $5 \cdot 10^5$ K / s was investigated by X-ray analysis and using a scanning microscope. Determined that the rapid quenching observed macroscopic homogeneity of antimony. The volume fraction of precipitates antimony is 17% , the average chord random sections is $13 \cdot 10^{-8}$ m, and the specific surface area of interfaces $2.3 \cdot 10^{-6}$ m⁻¹ .

УДК 681.5.09

Gulay A. V., Zaitsev V. M.
FORMING SENSOR IMAGES OF THE CONTROL OBJECT
DURING the intelligent mechatronic system IS works.

Main principles of remote depiction of current state of physical objects phenomena have been considered in the data base of intellectual mechatronic systems based on the information flow of sensor measurements. A problem of true transmission of transactions by telemeter and telematics channels of the intellectual mechatronic systems has been analyzed. An option of possible construction of the structure of logical solutions has been provided for parameters of objects in the data base of the intellectual mechatronic system.

УДК 674. 023

Dechko E.M., Gustyakov P.V., Sizov S.V., Markevich Y.R..
LAWS OF PROCESS OF CUTTING AT TAPE SAWING

Band saws undergo various deformation and temperatures in the process of sawing. The results of the research can be used for the costs reduction and the increase of productivity during the blanking operation.

УДК 621.833

Dechko E.M., Antonjuk V. E, Rusetsky W.N.
DESIGN PROCEDURE OF PARAMETRES OF DOUBLE-FLANK TESTING
PARAMETRES OF THE CYLINDRICAL GEARINGS WITHOUT PARTICIPATION OF THE
OPERATOR

The technique by calculation parametres of double-flank control of measuring interaxial distance is offered at an inequality of corners of gearing at measurement and processing taking into account an error of measuring wheels. Influence of these factors on an estimation of accuracy of controllable cogwheels is confirmed experimentally, the error in an accuracy estimation can reach 25 % from actual accuracy of cogwheels.

УДК 621.795

Zhoglik IN.

ACTIVATION OF NITROGEN PULSED ELECTRIC FIELD IN CONTACT WITH TITANIUM IONS IN A PLASMA VACUUM

Processes of interaction of molecules of nitrogen with ions Ti of plasma of the vacuum electroarc discharge are investigated by methods of mass spectrometry and optical spectroscopy. The pulse electric field created by system of electrodes, located in space of a plasma stream is defined, that, can cause substantial growth of degree of ionisation of molecules and atoms of nitrogen. Nitrogen ions enter reaction of direct synthesis with ions of the titan and form protectively-decorative nitride a titanic covering. The device a separator-activator for the linear arc evaporator in a batch production of a golden covering on mirror stainless steel for domes of churches is created.

УДК 621.833

Kane M.M., Medvedev A.I.

THE STUDY ON THE EFFECT OF HOBGING CYLYNDRICAL GEARS HOB ON SOME QUALITY PARAMETERS TOOTS SURFACES

The article discusses the methodology and the main results of an experimental study on the effect of hobbing cylindrical gears worm mills on the roughness parameter Ra and microhardness H_{μ} surfaces of teeth. The possibility of modeling these relationships by statistical methods shows. Set the shape and characteristics of the adopted models.

УДК 621.941

Mrochek J.A., Adamenko V.M.

THE REGINAL TECHNOLOGICAL ENERGY SAVING: PROBLEMS, SOLUTIONS, TRAINING

Technological approaches in the field of energy saving are considered, the circuit cycle use by – product warmth from hot – die forging production is suggested

УДК 621.914.1

Yatsko A.S., Vasilenko A.G., Yatskevich O.K.

MODELING AND ANALYSIS OF INFLUENCE OF THE CUTTING TOOL GEOMETRY ON THE MILLING CUTTING FORCE.

In this paper was performed modeling and analysis of influence of the cutting tool geometry on the milling cutting force components. Developed complex model allow determine and analyze influence of construction and technology parameter of the rough milling process with long overhangs.

УДК 658.512.2

Orukari B.

EVALUATION OF THE CAPABILITIES OF COMPUTER-AIDED MANUFACTURING CONTROL PROGRAMS FOR CNC LATHE MACHINES

An evaluation of the capabilities of modern CAM systems for CNC lathe machines is presented. It is shown that the systems differ mainly in the interface and some of the specialized features that are included in the optional modules. It was ascertained that the development of a software module that implements the function of the automated synthesis of optimum operation for double turret CNC lathes with independently controlled turrets will increase the efficiency of their exploitation in conditions of multiproduct batch production.

УДК 621. 791. 92

Sakovich N.A.

INFLUENCE OF SURFACE HIGH THERMOMECHANICAL TREATMENT METAL PLATING TEMPERATURE FOR HEATING SAMPLES IN THE FRICTION

This paper presents the results of experimental studies of the surface of high-temperature thermomechanical treatment (TMT PV) metal coatings on the heating temperature of the samples at friction. It was shown that the samples hardened PV TMO have lower temperature heating by friction, than the samples hardened with heat HDTV (high-frequency), which is explained by an increase in wear resistance at DC TMO.

УДК 621.923.7

Sinkevitch U.V.

APPLICATION OF ELECTROLYTE ANODIC TREATMENT IN METALWORKING INDUSTRIES

It is shown that at the smooth increase of tension in a range from 0 to 550 V, attached to the active anode, an anodic process consistently passes through five stages (modes). Descriptions over of the modes and application domain are brought in the industrial scales of electrolyte anodic treatment in aquosystems at different workers tensions.

УДК 621.923.7

Sinkevitch U.V.

FACTORS INFLUENCING ON SOME DESCRIPTIONS PROCESS OF ELECTRO-IMPULSIVE POLISHING

A short analysis over of factors, influencing on stability of process of the electro-impulsive polishing, productivity, accuracy and quality of treatment, is brought. The estimation of influence of the electro-impulsive polishing is given on operating descriptions of surface of details. It is shown that in an order to a full degree to realize all advantages of the electro-impulsive polishing it is required to undertake complex researches of basic physical and chemical and technological conformities of process and create on this basis an industrial equipment corresponding to the world level of development of engineer.

УДК 621.923.7

Sinkevitch U.V.

MODERN IDEAS OF THE MECHANISM OF THE ELECTRIC CONDUCTIVITY OF THE STEAM-GAS COVER IN CONDITIONS ELECTROLYTIC ANODE PROCESSING

A review over of literary data is brought about hypotheses and mechanisms of electric conductivity of steam-gas shell for four modes of electrolyte anodic treatment: commutation, electrolyte-plasma heating, electro-hydrodynamic and electrolyte-discharge. It is shown that, in spite of undertaken numerous experimental and theoretical studies of the electric conductivity, closely correlated with the mechanisms of output of metal, smoothing out of profile of surface and forming of topography, the mechanism of electric conductivity of steam-gas shell and his basic conformities in the conditions of the electro-impulsive polishing until now are not set.

УДК 621.791.92

Dr.Sci.Tech., prof. Spiridonov H.B.

Cand. Sci.Tech. Kudina A.V., Cand. Sci.Tech., As.prof. Kurash V.V.

RECEPTION WEAR-KORROZIONFIRMS OF METAL COATINGS OF DETAILS OF CARS BY THE METHOD ELECTROARC НАПЛІВКИ WITH THE ADDITIVE FROM THE COMPOSITE MATERIAL

METAL- COATING, BIOCORROSION, COMPOSITE MATERIAL, ADDITIVE, ELECTROARC WELDING

At korroziionno-mechanical wear process of details of cars, units and mechanisms most intensively are subjected to deterioration of friction surfaces because of course in contact zones of the corrosion processes, the essential role in which belongs to the biological factor initiating and accelerating corrosion damage and destruction of a blanket. For protection metal- coatings details of knots of a friction from corrosion damage and intensive wear process the new structure iwear-korroziionfirms the metal coatings, received by a method electroarc welding is offered.

УДК 621.91.04

Danilov V.A., Danilov A.A.

MANAGEMENT of profiling polyhedral surfaces for machining

Considered kinematic, geometry and combined methods of providing the basic design parameters of polygonal — form, quantity , location and relative congruency in their faces profiling methods of copying the track and running-touch have been considered. The characteristics of these methods of handling shaping, function of kinematic and machine tool systems with the implementation of the various ways to control profiling has been given. Set rational ways to manage complex polygonal surfaces profiling in the longitudinal non-circular and polygon turning, processing tools with the structural movement of the cutting edges to ensure the accuracy and productivity of formation have been set.

УДК 621.9.011:517.962.1

Dounar S.S., Smetanko A.A., Sokorov I.O., Ratsko E.F., Mischenko S.N., Kakhanchyk K.I.

HARMONIC ANALYSIS OF HORIZONTAL MILLING-DRILLING-BORING MACHINE WITH SYMMETRIC STAND BY FEA

Harmonic FEA simulation of centreless stem turning lathe is provided. Dynamic excitation by spindle applied rotating force and by pair of opposite oscillating forces is investigated. Stable range of whole-machine resonances is revealed between 60 and 175 Hz. Variants of stem supporting are investigated in dynamic by FRFs analysis. Critically flexible bearings and places of insufficient rigidity are founded. Design recommendations for carrier system of lathe are given.

УДК 621.9.011:517.962.1

Dounar S.S., Sokorov I.O., Truskouski A.S., Shumsky I.I., Karabaniuk I.A.

FEA ANALYSIS OF PORTAL DESIGN VARIANTS INFLUENCE ON DYNAMICS OF PORTAL MACHINE TOOL

Static, modal and harmonic FEA simulation is provided for portal of heavy machine tool. Portal is investigated in fixed or sliding states as empty or filled by concrete. Three dangerous stable eigenmodes M1, M2, M3 are revealed. That eigenmodes are placed in interval from 20 to 90 Hz. Related resonances excite most strongly if portal is empty (conventional case). Here machining should be provided at inter-resonance and post-resonance frequencies. Concrete filling for sliding portal isn't recommended for low longitudinal rigidity of structure.

Eigenmode M1 “Portal pecking” can be restrained by portal fixation. Eigenmode M2 “Parallelogram falling” should be limited by concrete pouring inside portal. Just traverse concrete filling is the key measure for holding back eigenmode M3 “Traverse pecking”.

Combination of portal fixation and concrete filling is recommended for heavy intermittent cutting. Static rigidity rose more than 3 times. All eigenmode frequencies enhance in 1,6 – 1,9 times. Resonance amplitudes are decreased no more than 4,7 times. FRF became relatively plain along all machine tool axes. Effect is reached even for slight damping ability of concrete. Concrete filling of traverse don’t create any dynamic problems. Increased weight of high placed traverse is compensated by additional rigidity of concrete in portal columns.

УДК 621.9.011:517.962.1

Dounar S.S., Yakimovich A.M., Kovaleva I.L., Truskouski A.S.

DYNAMIC FEA ANALYSIS FOR PROCESSING OF THIN LARGE-SCALE COMPOSITE TUBE BY MACHINING CENTER

Static, modal and harmonic analysis of thin huge composite tube is provided by FEA. Tube is machined by cutting and is prone to resonance excitation. Tube wall deflection under tool is main deformational movement for static and dynamics as well.

Range of powerful complex resonances is revealed at frequencies between 20 to 40 Hz. Antinode systems behavior is described at the tube surface. Such systems create densely placed resonance peaks. Effective cutting is possible yet in some depressions between peaks. Antinode systems become multi-wavelength and undergo good damping at higher frequencies (above 100 Hz). Tube turning is recommended at low frequencies (<20 Hz). Milling of revolving tube should be effective at high frequencies (>80 Hz) accordingly to high speed machining (HSM) concept.

УДК 681.511

Romaniuk G., Romaniuk S.

RESEARCH OF AUTOMATIC CONTROL SYSTEMS USING BILINEAR TRANSFORM IN MATHCAD

Annotation. Modern technics development is considered to be impossible without applying of Automatic Control Systems. There observed an increased interest in discrete-time systems theory due to increased using of discrete-time control systems in practice. Known linear systems stability criteria allow to resolve stability problem in case of system parameters are numerically specified. The problem of determining system stability is always decidable however computational costs significantly grow with increasing of system order. In practice, these difficulties can be resolved by computer Engineering with applying of modern software (in particular, Mathcad).

МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА

УДК 539:374.002.62

Vasilevich Yu.V., Gorely K.A., Sakhonenko S.V., Ivanov S.N.

THE CALCULATION OF STRESSES AND STRAINS IN THE PREPREG ANISOTROPIC CYLINDRICAL SHELL LOCATED ON A METAL MANDREL BY THE ACTION OF AN EXTERNAL LOAD.

The method of calculation of stresses and strains in the prepreg anisotropic cylindrical shell located on a metal mandrel by the action of an external load.

is recommended. Up to four times surpassing of dynamic rigidity under static level is here expected.

УДК 539:374.002.62

Vasilevich Yu.V., Gorely K.A., Sakhonenko S.V., Ivanov S.N.

TECHNOLOGICAL FACTORS AND THEIR IMPACT ON THE QUALITY OF THE PRODUCTS FROM COMPOSITES MANUFACTURED BY WINDING.

The effect of technological factors on the quality of the products from composites manufactured by winding. It is proposed to conduct a phased study and analysis of the impact on the quality of manufacturing products for all major process parameters, and the results of a study of each stage are the initial conditions for the subsequent.

УДК 658. 512

Vasilievich Y.V., Kashtalyan E.I.

PREDICTIVE EVALUATION OF THE PERFORMANCE CHARACTERISTICS OF MODULAR INSTRUMENTATION SYSTEMS

The problem of increasing performance characteristics of modular instrumentation systems (MIS) of cutting equipment with computer numeric controls (CNC) is examined. It is shown that as criteria for evaluating the performance of MIS, it is advisable to use the contact rigidity and maximum displacement at the point of load application. The methodology of evaluation of contact rigidity of conjugating coupling members and double referenced surfaces is implemented. The influence patterns of surface quality parameters of MIS mating elements on contact yield in the joints of connecting elements are shown.

УДК 631.17

L. Larchenkov, M. Protasenya, I. Protasenya.

DESIGN OF AGRICULTURAL MACHINERY 1

In the article the design of agricultural machines on the example of the design of tillage equipment, which has a feature that two physical body, having very different physical-mechanical properties, interact in contact when driving are presented.

УДК 629.12.011.-192

A.A. Hmelev, L.E. Reut, V.A. Sidorov.

AN ESTIMATION OF CRACK RESISTANCE OF LOCALLY DEFORMED ZONES OF DESIGNS BY METHOD OF MEASUREMENT OF HARDNESS

Non-destructive method of an estimation of crack resistance of plastically deformed zones of designs by measurement of their maximum hardness and comparison of results of measurement to hardness of a steel in a condition of delivery and to destruction of surfaces is developed.

УДК 631.17

Yakubovsky C.A., Yakubovsky A.C.

THE ELASTIC-PLASTIC BENDING OF RODS

The problems of bending rods in elastic and plastic stage for loading materials without hardening, as well as having the ability to harden. The comparative results of the calculation of the rod is, at different stages of loading, showing the ability to take full advantage of the strength properties of the material in the construction of various machines and mechanisms

ТРЕБОВАНИЯ К СТАТЬЯМ

Оформление статьи должно удовлетворять следующим требованиям:

1. **Поля.** Верхнее – 25 мм, нижнее - 25 мм, левое - 30 мм, правое - 20 мм.
2. **Объем статей.** Не должен превышать 8 страниц (не менее 14 тысяч печатных знаков). Структура статьи может включать разделы.
3. **Авторы, название.** Сначала указываются **фамилии и инициалы** авторов, далее – **название доклада** (следует набрать прописными буквами, шрифт полужирный). Затем – **название учреждения, организации** (выравнивание текста по центру, междустрочный интервал 1,5 строки).
4. **Аннотация.** Объем 50-100 слов. Набор текста: шрифт Times New Roman 12 пт, курсив, межстрочный интервал одинарный. Абзац 1 см.
5. **Основной текст.** Шрифт Times New Roman, размер 12 пт. Межстрочный интервал одинарный, абзац 1 см.
6. **Формулы.** Набираются в прикладной программе Microsoft Equation, входящей в состав MS Word, таким же шрифтом и размером, что и текст. Дополнительный межстрочный интервал перед строкой формул составляет 6 пт. Нумерация формул приводится арабскими цифрами в скобках по правому краю страницы.
7. **Размерность всех физических величин** должна соответствовать Международной системе единиц измерений (СИ).
8. **Принятые обозначения** расшифровываются непосредственно в тексте статьи.
9. **Таблицы.** Располагаются после первого упоминания о них в тексте. Заголовки таблиц располагаются строго по центру. Табличные данные - или по центру, или выравниваются по левому краю (шрифт Times New Roman 12 пт, начертание обычное).
10. **Иллюстрации.** Располагаются после первого упоминания о них в тексте. Каждая иллюстрация должна иметь подрисуючную подпись (шрифт Times New Roman 12 пт). **Рисунки** выполняются во встроенном графическом редакторе MS Word. **Графики и диаграммы** представляются как рисунки, выполняются в графическом редакторе, совместимом с MS Word. **Фотографии и рисунки** должны иметь **контрастное черно-белое** изображение.
11. **Литература.** Приводится в конце статьи. Список литературы должен быть составлен в порядке появления ссылок в тексте, которые помещаются в квадратные скобки, например: [1, с. 12] или [1]. Сведения об источниках, включенных в список, необходимо давать в соответствии с требованиями ГОСТ 7.1-03 с обязательным приведением названий работ. Шрифт Times New Roman 10 пт, обычный. Нумерация списка автоматическая, без абзаца. Название, авторы, аннотация представляются на русском и английском языке. **Название, авторы, аннотация** представляются на русском и английском языке. Статья, должна быть отредактирована и оформлена в стандарте Microsoft Word в соответствии с ГОСТ 2.105-95 и **требованиями оформления** для статей в данном сборнике и представлена на машиночитаемом носителе с этикеткой (указать Ф.И.О. автора (авторов)) либо отправлена по электронной почте. Одновременно с электронным вариантом представляется один экземпляр статьи на бумажном носителе. Статья должна сопровождаться **экспертным заключением** о возможности опубликования материалов в открытой печати.

Электронный вариант статьи можно выслать по e-mail

К статье необходимо приложить документ, в котором будет указано следующее:

1. **сведения об авторе (авторах) – фамилия, имя, отчество;**
2. **название организации;**
3. **контактный номер телефона (с кодом оператора);**
4. **e-mail;**
5. **направление, к которому относится статья.**

Статьи, оформленные с нарушением приведенных правил, к рассмотрению редакцией не принимаются.

Редакция не принимает статьи, опубликованные ранее в других журналах или научных изданиях.

Научное издание

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

MASHINOSTROENIE

THE REPUBLICAN INTERDEPARTMENTAL COLLECTION OF THE SCIENTIFIC
WORKS PROCEEDINGS

Выпуск 29

Ответственный за выпуск *И.О. Соколов*
Компьютерная верстка и дизайн обложки ВЦ МСФ

Подписано в печать 30.12.2015. Формат 60×84 ¹/₈. Бумага офсетная. Ризография.
Усл. печ. л. 19,88. Уч.-изд. л. 7,77. Тираж 100. Заказ 1009.

Издатель и полиграфическое исполнение: Белорусский национальный технический университет.
Свидетельство о государственной регистрации издателя, изготовителя, распространителя
печатных изданий № 1/173 от 12.02.2014. Пр. Независимости, 65. 220013, г. Минск.