

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 35

Минск
БНТУ
2024

УДК 621.002 (082)
ББК 34.4
М 38

Сборник основан в 1976 году

Главный редактор *В. К. Шелег*

Редакционная коллегия:

*Л. М. Акулович, В. Л. Басинюк, А. Г. Баханович, М. А. Белоцерковский,
Ю. В. Василевич (зам. гл. редактора), О. Г. Девойно, М. А. Журавков,
И. В. Качанов, В. В. Клубович, А. П. Ласковнев, М. И. Михайлов,
Г. И. Михалев, С. Н. Поддубко, Н. Н. Попок, А. И. Сафонов,
Ю. В. Синькевич, А. Т. Скойбеда, В. Л. Соломахо, В. А. Томило,
С. В. Харитончик, М. Л. Хейфец, О. К. Яцкевич (отв. секретарь)*

В сборнике представлены результаты исследований различных процессов механической обработки деталей и технологии их изготовления и сборки. Изложены новые принципы проектирования деталей машин, технологического оборудования и инструментов. Приведены результаты исследования влияния свойств защитных покрытий и методов упрочнения на износостойкость рабочих поверхностей. Представлены некоторые направления развития механики структур и материалов. Рассмотрены проблемы динамики и прочности машин.

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ	6
Ажар А. В., Колесников Л. А., Яцкевич О. К. ОЦЕНКА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ В АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ.....	6
Ажар А. В., Минасян Г. О., Якимович А. М. АНАЛИЗ НАРАБОТКИ КОМБИНИРОВАННЫХ ОСЕВЫХ ИНСТРУМЕНТОВ НА БАЗЕ РЕСУРСНОЙ МОДЕЛИ	15
Акулович Л. М., Сергеев Л. Е. СИНЕРГЕТИЧЕСКАЯ СВЯЗЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВРАЩЕНИЯ.....	29
Басалай Г. А. ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ФРЕЗЕРОВАНИЯ МАССИВА ГОРНОЙ ПОРОДЫ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫМИ ОРГАНАМИ ПРОХОДЧЕСКИХ КОМБАЙНОВ.....	40
Веремейчик А. И., Овчинников Е. В., Онысько С. Р., Сазонов М. И., Хвисевич В. М., Хеук М. В. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАЗМЕННОГО УПРОЧНЕНИЯ ЛОКАЛЬНЫМ ИСТОЧНИКОМ ТЕПЛА ИЗДЕЛИЙ ИЗ СТАЛИ 45	46
Девойно О. Г., Рудницкий А. Ю., Володько А. С., Вегера И. И. ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ ГАЗОПЛАМЕННЫМ НАПЫЛЕНИЕМ С ПОСЛЕДУЮЩИМ ИНДУКЦИОННЫМ ОПЛАВЛЕНИЕМ В РЕЖИМЕ ЗАКАЛКИ ИЗ ЖИДКОГО СОСТОЯНИЯ.....	55
Зверко А. А., Дьячкова Л. Н., Шелег В. К. КОМПОЗИЦИОННЫЕ ИНФИЛЬТРИРОВАННЫЕ МЕДНЫМИ СПЛАВАМИ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА ДЛЯ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ УЗЛОВ ТРЕНИЯ, СТРУКТУРА, ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА	63
Зеленковская Н. В., Горенкова М. А., Ясюкевич А. Д. ПРИМЕНЕНИЕ ИСКУССТВЕННОГО ИНТЕЛЛЕКТА ПРИ ПОДГОТОВКЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ	68
Кардаполова М. А., Касач Ю. И., Косякова И. М. К ВОПРОСУ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ МЕДИ, УПРОЧНЕННОГО ВЫСОКОТВЕРДЫМИ КАРБИДАМИ ЛАЗЕРНЫМ ИЗЛУЧЕНИЕМ.....	71
Косякова И. М., Кардаполова М. А. ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ЛАЗЕРНОГО ЛЕГИРОВАНИЯ НИТРИДОМ АЛЮМИНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ СЕРОГО ЧУГУНА НА ФАЗОВЫЙ СОСТАВ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА	80
Левшуков А. П., Комаровская В. М., Саковский В. И. ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ ГЕОМЕТРИИ И ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ МНОГОГРАННЫХ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫХ ПЛАСТИН ИЗ ТВЕРДОГО СПЛАВА ГРУППЫ ТК.....	87
Мисякова В. А., Ковалева И. Л. ВЫБОР МОДЕЛИ НЕЙРОННОЙ СЕТИ ДЛЯ ОТСЛЕЖИВАНИЯ ДВИЖЕНИЯ РАБОЧЕГО ИНСТРУМЕНТА 3D- ПРИНТЕРА	90

Муриддинов З. Н., Яцкевич О. К., Умаров Т. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПОВЫШЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ СВЕРЛС МНОГОГРАННЫМИ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ПЛАСТИНКАМИ	94
Плясунков А. В. ЭКОНОМИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ СОЗДАНИЯ НОВЫХ КОНКУРЕНТОСПОСОБНЫХ МАШИН	98
Серенков П. С., Спесивцева Ю. Б. МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ НОРМ ТОЧНОСТИ.....	102
Швец И. В., Девойно О. Г. ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ СКАНИРУЮЩИМ ЛУЧОМ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ИЗ СТАЛИ 40Х	108
Шелег В. К., Шпакевич Д. А., Горбунов А. В., Лапковский А. С., Луцко Н. И. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЛАЗЕРНОЙ ОЧИСТКИ НИЗКОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ ОТ ПРОДУКТОВ КОРРОЗИИ	114
МАШИНОВЕДЕНИЕ, СИСТЕМЫ ПРИВОДОВ И ДЕТАЛИ МАШИН.....	123
Гончарко А. А., Кравченко Алексей Л., Кравченко Александр Л., Колесникович А. Н. МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАДНЕЙ ПНЕВМАТИЧЕСКОЙ ПОДВЕСКИ ТРЕХОСНОГО ГРУЗОВОГО АВТОМОБИЛЯ С ПОДЪЕМНОЙ ОСЬЮ.....	123
Гордейчик А. А., Шелковский Н. Г. ОБЗОР СОВРЕМЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ СНЕГОУПЛОТНИТЕЛЬНЫХ МАШИН И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ.....	129
Гурвич Ю. А., Демко А. Ю. СИНТЕЗ В ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ МЕХАНИКЕ. РАЗДЕЛ «КИНЕМАТИКА».....	138
Гурвич Ю. А., Демко А. Ю. СИНТЕЗ В ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ МЕХАНИКЕ. РАЗДЕЛ «СТАТИКА»	147
Кисельков А. Л., Шукюров А. О., Хацкевич А. С., Насковец А. М. УЧЕТ ЖЕСТКОСТИ РАМЫ В МНОГОКОМПОНЕНТНОЙ МОДЕЛИ ПРИ РАСЧЕТЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАГРУЖЕННОСТИ ТРАНСПОРТНОГО СРЕДСТВА	159
Куцуполенко А. В. УРАВНОВЕШИВАНИЕ СИЛ ТЯЖЕСТИ РАБОЧИХ ОРГАНОВ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ ОГРАНИЧИТЕЛЕЙ СКОРОСТИ ЛИФТОВ	167
Москалев С. А., Василевич Ю. В. МЕТОДИКА РАСЧЕТА И КОНСТРУИРОВАНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ АМОРТИЗАЦИИ НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ ТАРЕЛЬЧАТЫХ ПРУЖИН.....	177
Николаенко В. Л., Микулик Т. Н., Сечко Г. В. О ПРОЛЕГОМЕНАХ КИНЕТИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ МАШИН И ПРИБОРОВ ВОЛЬФРИДА НИКОЛАЕВИЧА ТРЕЙЕРА.....	186
Парфиевич А. Н., Сокол В. А., Саливончик Ю. Н. ИССЛЕДОВАНИЕ ИНФОРМАТИВНОСТИ МЕТОДОВ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ И АНАЛИЗА ВИБРОАКУСТИЧЕСКИХ СИГНАЛОВ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ	191
Рынкевич С. А., Сонич О. А. МЕТОДИКА ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ СО СЛОЖНЫМ ДВИЖЕНИЕМ ЗВЕНЬЕВ.....	197
Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н. ВЫБОР КОНСТРУКТИВНОЙ СХЕМЫ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕЙ ХОДОВОЙ СИСТЕМЫ НАЗЕМНОГО ДРОНА.....	200

Скойбеда А. Т., Калина А. А., Жуковец В. Н. ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ЗУБЬЕВ НЕКРУГЛОЙ СИММЕТРИЧНОЙ ВЕДУЩЕЙ ШЕСТЕРНИ В ПРИВОДЕ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ	205
МЕХАНИКА ДЕФОМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА	215
Бельский С. Е., Пищов М. Н., Блохин А. В., Адель Р. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗВИТИЯ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ С ПОВЕРХНОСТНЫМ УПРОЧНЕНИЕМ.....	215
Дудяк А. И., Хвасько В. М. ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ИЗГИБЕ СОСТАВНОЙ БАЛКИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ СПОСОБОВ ЗАКРЕПЛЕНИЯ ЕЕ ТОРЦОВ	219
Мойсейчик Е. А., Мойсейчик А. Е., Яковлев А. А. ВИЗУАЛИЗАЦИЯ РАЗВИТИЯ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ В СТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЯХ ПО ИНФРАКРАСНОМУ ИЗЛУЧЕНИЮ ПОВЕРХНОСТИ	222
Прудников А. П. ПРОЧНОСТНОЙ И ТЕПЛОВОЙ АНАЛИЗ ПЛАНЕТАРНОЙ ТОРОВОЙ ВИНТОВОЙ ПЕРЕДАЧИ	233
REFERATS.....	240

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.7

Ажар А. В., Колесников Л. А., Яцкевич О. К.

ОЦЕНКА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ В АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь

Описывается имитационное моделирование процесса обработки осевым инструментом при автоматизированном производстве. Цель моделирования – выбор, как инструментов, так и режимов обработки по критерию минимальной стоимости изготовления детали. Учитывается как основное, так и вспомогательное время обработки, износ инструмента, а также стоимость оборудования. На примере типовой детали показана возможность снижения стоимости изготовления более чем в три раза при использовании комбинированных осевых инструментов и всех возможностей оборудования.

В настоящее время во всем мире происходит переход к автоматизированному производству, что обусловлено как техническими, так и социо-экономическими причинами. В этих условиях разработка технологии обработки и, в частности, выбор режимов резания низкой. Для современного высокопроизводительного и, вместе с тем, дорогого оборудования заметно усложнился. Традиционный критерий выбора режимов резания – производительность или скорость схема материала был приемлем, пока стоимость станков и инструментов была сравнительно приходится учитывать все аспекты его работы, например, изменение свойств СПИД в процессе работы, вероятностный характер самого процесса резания и т. д. Наиболее естественным методом анализа в этих условиях является имитационное моделирование, позволяющее относительно просто учесть все эти аспекты.

Целью такого моделирования будет являться оптимальный выбор, как инструментов, так и режимов обработки по критерию минимальной стоимости изготовления детали при заданном качестве. Из-за объема задачи ограничимся анализом только самого процесса обработки, в частности, исключив влияние т. н. накладных расходов. Такая модель предполагает непрерывную загрузку станка в течение заданного времени работы, без учета времени на организационные потери и т. д. Тогда основные компоненты стоимости изготовления, отнесенные к одной детали, в расчете на минуту, включает в себя:

– стоимость станка $C_{СТ}$, с учетом стоимости владения (техническое обслуживание, зарплата персонала, энергопотребление и т. п.);

– стоимость инструмента $C_{ИН}$, с учетом стоимости владения (восстановление, сборка, наладка вне и на станке и т. п.).

Тогда себестоимость изготовления одной детали $C_{ДЕТ}$, руб., определится как:

$$C_{ДЕТ} = t_{ДЕТ} \times (C_{СТ} + C_{ИН}), \quad (1)$$

где $t_{ДЕТ}$ – время изготовления детали, мин.

Стоимость станка в расчете на минуту включает в себя:

– себестоимость одной минуты работы станка и станочника без затрат на режущий инструмент и амортизацию, $C_{СТ}$, руб./ст-мин. Включает затраты на фонд оплаты труда

станочника, расходные материалы, электроэнергию. В первом приближении принимаем их постоянными, хотя в реальности себестоимость изготовления, например, в первую и третью смены может существенно отличаться;

– амортизацию станка C_{AM} , руб., приведенную к одной минуте существования станка на предприятии. Точный учет этой величины, с учетом преобладающей доли импорта технологического оборудования и волатильности экономики, едва ли возможен. Поэтому в качестве начального приближения примем следующую зависимость:

$$C_{AM} = \frac{C_{СТ}}{T_{ЭКС_СТ} \times 525600} \times k_{ФИН}, \quad (2)$$

где $C_{СТ}$ – начальная стоимость станка, руб.;

$T_{ЭКС_СТ}$ – расчетный срок эксплуатации станка, лет. Типичные значения для станков автоматизированного производства – 3 или 7 лет; принимаем $T_{ЭКС_СТ} = 7$ лет;

$k_{ФИН}$ – коэффициент, учитывающий приближенный характер расчета величины амортизации. В качестве начального приближения примем $k_{ФИН} = 2$;

52 5600 – число минут в году.

– стоимость простоя станка СПР, руб., приведенную к одной минуте работы станка.

Включает время простоя по организационным причинам, из-за ремонта, технического обслуживания и наладки, поломки или отсутствия дублирующего инструмента в магазине станка, а также стоимость брака по причине поломки или затупления инструмента. В отечественной реальности простои станков являются главной компонентой, влияющей на себестоимость изготовления. Но, поскольку в рамках данной работы основное внимание уделяется анализу оптимального использования инструмента, допустимо пренебречь потерями времени, напрямую не относящимися к процессу обработки. Поэтому в дальнейшем полагаем СПР = 0.

В условиях автоматизированного производства к собственно затратам на режущий инструмент следует добавить стоимость оснастки (патронов, переходников, установок для термозажима и т. п.) в расчете на один инструмент. Запасов комплектов «инструмент + оснастка» (наладка) должно хватать на заданное время безостановочной работы станка, непосредственно в магазине станка либо на складе, с возможностью автоматической загрузки на станок. Это, как минимум, 8 часов (одна смена). По опыту западных стран, следует ориентироваться на 24 часа (вторая и третья «безлюдные» смены). Предполагается, что сборка, контроль и настройка на размер наладки (инструмента) производится вне станка, на отдельном участке. В общем случае затраты на режущий инструмент $C_{ИН}$, руб./мин, можно записать в виде:

$$C_{ИН} = \frac{C_{ИНСТР} + k_{ОПР} \cdot C_{ОПР}}{T_{ЭКС_ИН} \cdot 525600} \cdot k_{ФИН} + \frac{[C_{ИНСТР} + n_{ПЕР} \cdot C_{ВОССТ}] \cdot k_{ПТЕР}}{T \cdot n_{ПЕР}}, \quad (3)$$

где $C_{ИНСТР}$ – стоимость режущего инструмента, руб.;

$C_{ОПР}$ – средняя стоимость оправки, руб.;

$k_{ОПР}$ – число переходников, приходящихся на один инструмент;

$T_{ЭКС_ИН}$ – время эксплуатации инструмента до наступления предельного состояния, лет;

$C_{ВОССТ}$ – средняя себестоимость восстановления инструмента, руб., например, переточки, нанесения покрытия и т. д. Оценить эту величину можно как разницу между закупочной стоимостью инструмента и стоимостью при возврате его поставщику;

$n_{ПЕР}$ – число циклов восстановления инструмента;

T – время работы инструмента до замены, мин;

кпотерь – коэффициент, учитывающий случайную убыль инструмента. В первом приближении кпотерь допустимо принимать равным 1,2.

Зависимость (3) предполагает мгновенное восстановление и загрузку наладок в магазин станка. Корректировка подобных допущений требует вероятностной модели работы автоматизированного производства и может быть проведена по мере уточнения модели.

Время работы осевого инструмента до замены T определяется из достижения предельных значений следующих параметров:

- крутящий момент, обеспечиваемый главным приводом станка МКР; $H \times M$;
- осевая сила P , H ;
- мощность резания $N_{РЕЗ}$, Вт;
- радиальный износ инструмента Δi .

Для силовых параметров обработки принимаем следующие зависимости [1]:

$$M_{МКР} = \frac{D^2 \cdot f_n}{8000 \cdot \eta} \cdot \frac{k_{C0}}{\left(\frac{f_n}{2} \cdot \sin(\varphi)\right)^{mc}} \cdot \left(1 + A \cdot B^{\Delta/100}\right), \quad (4)$$

$$P = 0,5 \cdot \frac{D}{2} \cdot f_n \cdot \frac{k_{C0}}{\left(\frac{f_n}{2} \cdot \sin(\varphi)\right)^{mc}} \cdot \left(1 + A \cdot B^{\Delta/100}\right), \quad (5)$$

$$N_{РЕЗ} = \frac{D \cdot f_n \cdot V}{240 \times \eta} \cdot \frac{k_{C0}}{\left(\frac{f_n}{2} \cdot \sin(\varphi)\right)^{mc}} \cdot \left(1 + A \cdot B^{\Delta/100}\right), \quad (6)$$

где D – диаметр инструмента, мм;

f_n – подача на оборот, мм/об;

η – КПД станка; принимаем $\eta = 0,95$;

k_{C0} – удельная сила резания, Н/мм²;

φ – главный угол в плане, град;

mc – коэффициент; для сталей $mc = 0,25$; для чугунов $mc = 0,32$ [2];

Δ – степень износа инструмента, %;

A, B – коэффициенты; $A = 0,09$; $B = 128,5$ для широкого диапазона обрабатываемых материалов (от серого чугуна до улучшенной легированной стали).

Характеристики осевых инструментов примем по данным SECO [3]. Стойкость инструмента T определим по линеаризованной зависимости (7):

$$T = 124,37 - 108,814 \cdot \frac{V_{РЕЗ}}{V_{КАТ} \cdot K_V}, \quad (7)$$

где $V_{РЕЗ}$ – скорость резания, м/мин;

$V_{КАТ}$ – рекомендуемая (базовая) скорость резания из каталога производителя инструмента, м/мин;

K_V – коэффициент учитывает влияние твердости обрабатываемого материала [4].

Степень износа инструмента Δ , %, принимаем равным отношению текущего значения радиального износа Δi к максимальному значению, которое считаем равным половине допуска h на отверстие:

$$\Delta = \frac{\Delta i}{h/2} \cdot 100, \quad (8)$$

$$\Delta_i = I \cdot t, \quad (9)$$

где t – время, мин;

I – скорость изнашивания. Для современных марок твердых сплавов выражение для скорости изнашивания I , мм/мин, имеет следующий вид [5]:

$$I = 1,03 \times 10^7 \cdot K_I \cdot \left(\frac{V}{60 \cdot HV} \right)^{2,47}, \quad (10)$$

где K_I – коэффициент; для стали 45 – 1,2; для серого чугуна – 0,6; для деформируемых алюминиевых сплавов – 0,0026;

V – скорость резания, м/мин;

HV – твердость по Виккерсу изнашиваемой поверхности инструмента, МПа. Например, для ВК6М $HV = 13448$, $1 - 8,7 \times T_p$; для Т15К6 $HV = 16833,0 - 13,3 \times T_p$; для Р10М $HV = 17500 - 10 \times T_p$, где T_p – температура в зоне резания; в большинстве случаев при обработке черных металлов допустимо принимать $T_p = 800$ °С.

Определим расчетное время обработки на станке. Обработка детали на станке с ЧПУ, как правило, включает несколько операций. Применительно к осевым инструментам, это будет сверление, цековка, зенковка и т. д. Как правило, на загружаемой в станок детали обрабатывается несколько отверстий. Поэтому время и режимы обработки для каждой операций необходимо рассчитывать отдельно. Таким образом, для ключевого параметра – времени обработки детали можно записать:

Общее время обработки детали включает в себя: время установки и выверки заготовки; число отверстий умноженное на число видов поверхностей умноженное на (число поверхностей одного размера \times время обработки i -ой поверхности одного размера плюс время замены инструмента (отвод к позиции замены, замена)); время снятия детали со станка.

В свою очередь, обработка i -ой поверхности одного размера (цековки, фаски) для каждого отверстия детали на станке с ЧПУ требует времени, которое равно сумме следующих времен: время подвода инструмента по координатам; время подвода по нормали к детали на скорости быстрых перемещений; время подвода по нормали к детали на рабочей подаче; время резания; время вывода инструмента из детали на рабочей подаче; время отвода по нормали от детали на рабочей подаче; время отвода на безопасное расстояние на скорости быстрых перемещений.

Для времени обработки $T_{\text{ОТВ}}$ одной поверхности i -го отверстия можно записать:

$$T_{\text{ОТВ}} = 2 \cdot T_{\text{ПОД_ХХ}} + 2 \cdot T_{\text{ПОД_S}} + T_{\text{РЕЗ}} + T_{\text{ВЫВ}}, \quad (11)$$

где $T_{\text{ПОД_ХХ}}$ – время подвода инструмента вдоль оси обрабатываемой поверхности на длину ($\Delta_{\text{БЕЗ}} - \Delta_S$) на скорости быстрых перемещений станка $V_{\text{ХХ}}$;

$\Delta_{\text{БЕЗ}}$ – безопасное расстояние до поверхности заготовки при быстрых перемещениях инструмента;

Δ_S – расстояние подвода инструмента на рабочей подаче S ;

$T_{\text{ПОД_S}}$ – время подвода инструмента вдоль оси обрабатываемой поверхности на длину Δ_S на скорости рабочей подачи S ;

$T_{\text{ВЫВ}}$ – время вывода инструмента из отверстия на скорости рабочей подачи S ;

$T_{\text{РЕЗ}}$ – время обработки (резания) на скорости рабочей подачи S , которое определяется по формуле:

$$T_{\text{РЕЗ}} = \frac{L}{S},$$

$$S = f_Z \cdot Z \cdot n = f_Z \cdot Z \cdot \frac{V_{\text{РЕЗ}}}{\pi \cdot D}, \quad (12)$$

где L – длина обработки (глубина отверстия);

S – рабочая подача;

f_Z – подача на зуб;

Z – число режущих зубьев;

n – частота вращения осевого инструмента;

D – диаметр инструмента;

$V_{\text{РЕЗ}}$ – скорость резания.

Если принять, что все одинаковые поверхности (сверление, фаска и т. д.) поочередно обрабатываются одним инструментом, то время обработки всех i поверхностей одного размера будет равно:

$$T_{\text{ОТВ}_i} = T_{\text{ПОЗ}_i} + \sum_i \left(2 \cdot T_{\text{ПОД_ХХ}} + 2 \cdot T_{\text{ПОД_S}} + T_{\text{РЕЗ}} + T_{\text{ВЫВ}} \right)_k, \quad (13)$$

$$T_{\text{ПОЗ}_i} = \frac{X_i}{V_{\text{ХХ}}},$$

где $T_{\text{ПОЗ}}$ – время позиционирования (перемещения) инструмента на скорости $V_{\text{ХХ}}$ между отверстиями с одинаковыми обрабатываемыми поверхностями, расстояние между осями которых X_i .

$$T_{\text{ДЕТ}} = T_{\text{УСТ}} + T_{\text{СНТ}} + \sum_{N_{i_ОТВ}} \left(T_{i_РЕЗ} + T_{i_ОТВ} + T_{i_ПЕР} \right). \quad (14)$$

Обсуждение результатов.

Оценим составляющие времени обработки поверхностей одного размера на примере детали на рис. 1. Обработка детали заключается в сверлении 12 цековок $\varnothing 32 \times 10$; 12 отверстий $\varnothing 18 \times 30$ мм и фаски $2 \times 45^\circ$ на этих отверстиях; 12 отверстий $\varnothing 16 \times 50$ мм и фаски $1,6 \times 45^\circ$ на этих отверстиях. Всего необходимо 4 инструмента: два сверла $\varnothing 18$ и $\varnothing 16$, цековка $\varnothing 32 \times 10$, два фасочных сверла $\varnothing 22$ и $\varnothing 19$. Принимаем режимы резания $V = 120$ м/мин, $S = 0,25$ мм/об при обработке серого чугуна ($HB 180$, $K = 600$ Н/мм²) твердосплавным инструментом. Скорость быстрых перемещений $V_{\text{ХХ}} = 15$ м/мин, безопасное расстояние принимаем равным 50 мм от плоскости обработки, вне зависимости от реальной формы детали, длина подвода на рабочей подаче – 6 мм.

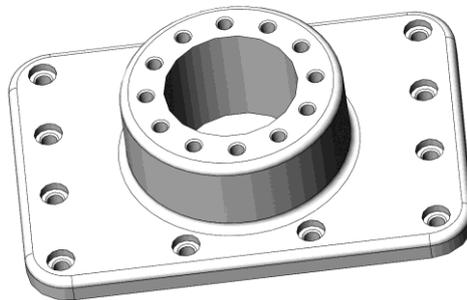


Рис. 1. Пример типовой детали при обработке осевым инструментом

Начнем с классического анализа – влияние скорости резания на производительность (число деталей в единицу времени). График суммарного времени резания (удаления материала) для всех пяти поверхностей как функция скорости резания представлены

на рис. 2, кривая 1. По мере повышения скорости резания с 50 до 200 м/мин расчетное время чистого резания всех поверхностей уменьшается с 5,2 мин до 1,3 мин.

Теперь учтем вспомогательные движения – подвод каждого инструмента по координатам отверстия на скорости быстрых перемещений, подвод по нормали к детали на скорости быстрых перемещений, перед врезание – на рабочей подаче, вывод инструмента из детали на рабочей подаче после окончания обработки, отвод по нормали от детали на рабочей подаче и далее на скорости быстрых перемещений на безопасное расстояние. Также учтем время установки и снятия детали со станка, приняв его равным 1,5 мин.

По мере повышения скорости резания с 50 до 200 м/мин расчетное время обработки всех поверхностей уменьшается с 12,85 мин до 8,9 мин (рис. 2, кривая 2). Иными словами, полное время обработки в 2,5–6,8 раза больше, чем время собственно резания, и чем выше скорость резания, тем эта разница больше.

Время резания (основное время) для различных видов обработки в 2,5–11 раз меньше, чем суммарное время обработки отверстия [2]. Особенно заметна эта особенность при обработке поверхностей с малым ходом инструмента – фасок, цековок.

Сократить время обработки позволяет использование комбинированного инструмента, сочетающего, например, сверло и фасочную или цековочную часть. Предполагается совпадение во времени сверления и выполнение цековки или фаски. Соответственно, отказ от вспомогательных перемещений инструмента для этих операций сокращает время обработки. Например, при повышении скорости резания с 50 до 200 м/мин расчетное время обработки всех поверхностей уменьшается с 8,9 до 5,8 мин или в 1,4–1,5 раза по сравнению с обработкой универсальным инструментом (рис. 2, кривая 3).

Если использовать станок с паллетной загрузкой (установка и снятие детали производится вне зоны обработки) и принять, что время смены паллет равно 15 секундам, то время обработки приближается ко времени чистого резания (рис. 2, кривая 4). В этом случае при повышении скорости резания с 50 до 200 м/мин расчетное время обработки всех поверхностей уменьшается с 6,4 до 3,3 мин или в 2,1–3,2 раза по сравнению с обработкой универсальным инструментом.

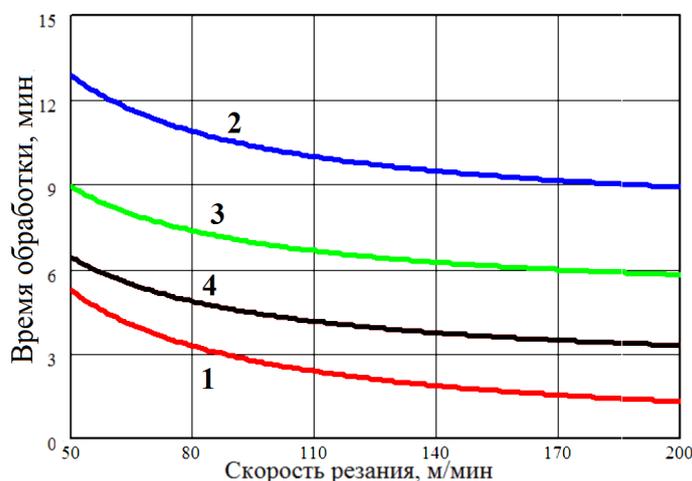


Рис. 2. Расчетное время обработки одной детали:

- 1 – время резания; 2 – время обработки универсальным инструментом; 3 – время обработки комбинированным инструментом; 4 – время обработки комбинированным инструментом с использованием паллет

Помимо инструментальных наладок, установленных на станок, необходим запас инструментов, как в магазине станка, так и оперативный, поскольку при автоматизирован-

ном производстве простой станков недопустим. Стоимость этих запасов тоже следует относить к себестоимости изготовления изделий. Оценим потребное количество инструментальных наладок, необходимых для бесперебойной работы станка в течение заданного времени, например, одной или трех смен (8 или 24 часа).

В зависимости от скорости резания каждый инструмент (или его часть, для комбинированного инструмента) может обработать определенное число деталей до замены. Принимаем, что смена инструмента происходит по одной из следующих причин:

- потребная мощность резания, крутящий момент, осевая сила равна или превосходит максимальное значение соответствующего параметра станка;
- износ инструмента равен или превосходит половину допуска на отверстие; принимаем величину допуска по $h14$.

По результатам моделирования, причина замены – затупление инструмента, в результате чего крутящий момент и, соответственно, мощность резания возрастают более чем в два раза и начинают превышать предельно допустимые значения. Влияние скорости резания на число деталей, обработанных инструментом $\varnothing 32$ мм, $\varnothing 18$ мм, $\varnothing 16$ мм до замены показано на рис. 3. Исходя из времени работы инструментов $\varnothing 32$ мм, $\varnothing 18$ мм, $\varnothing 16$ мм, на рис. 4 показано число потребных наладок в расчете на работу в течение 8 и 24 часов.

Для упрощения перехода к экономическим критериям примем, что стоимость инструмента представляется как доля от стоимости станка, включая стоимость владения. Также, в качестве первого приближения, введем обобщенную вероятность отказа инструмента P ($P = 0 \dots 1$), пока без углубленного анализа факторов, влияющих на вероятность отказа (в первую очередь, подача, скорость резания, степень износа как силовой фактор, влияющий на напряженное состояние инструмента и знакопеременные напряжения в нем, вызывающие усталостные повреждения). Тогда развернутое выражение для оценки себестоимости изготовления детали примет вид:

$$C_{ДЕТ} = \frac{1}{N_{ДЕТ}} \cdot \left(C_{ЭКСПЛ} + \frac{C_{СТ} (1 + N_{ОПР} \cdot k_{СТ_ИН})}{525600 \cdot T_{ЭКС_СТ}} \cdot k_{ФИН} \cdot 24 \cdot 60 \right) \cdot \frac{1}{(1 - P)},$$

$$N_{ДЕТ} = \frac{T_{СТ}}{T_{ДЕТ}}, \quad (15)$$

$$C_{ЭКСПЛ} = C_{ЗП} \cdot T_{РАБ} + C_{СТ} \cdot T_{СТ},$$

где $N_{ДЕТ}$ – число деталей, выпущенных за время работы станка $T_{СТ}$, шт.;

$T_{ДЕТ}$ – время изготовления детали, мин;

$C_{ЭКСПЛ}$ – стоимость одной минуты работы станка $C_{СТ}$ (без затрат на режущий инструмент и амортизацию), отработавшего время $T_{СТ}$ и стоимость одной минуты работы станочника $C_{ЗП}$, отработавшего время $T_{РАБ}$; при «безлюдной» работе $T_{СТ}$ и $T_{РАБ}$ не совпадают;

$N_{ОПР}$ – число наладок (инструмент + оправка), необходимых для бесперебойной работы станка за время $T_{СТ}$;

$k_{СТ_ИН}$ – коэффициент, равный отношению стоимости станка $C_{СТ}$ к стоимости установленного на него инструментов и оснастки;

P – обобщенная вероятность отказа любого вида при обработке осевым инструментом.

Для наглядности представления принято, что стоимость станка ($C_{СТ}$) составляет 400 000 у. е.; стоимость одной минуты работы станка ($C_{СТ}$) 0,08 у. е.; стоимость одной минуты работы станочника ($C_{ЗП}$) 0,08 у. е. (исходя из почасовой зарплаты и затрат на эксплуатацию по 5 у. е./час). Один комплект «инструмент + оснастка» стоит примерно

400 у. е. Время простоя из-за поломки или отсутствия дублирующего инструмента в магазине станка, равно как и стоимость брака по причине поломки или затупления инструмента не учитываем. Вероятность поломки инструмента принимаем равной нулю.

Результаты представлены на рис. 5, как график зависимости себестоимости изготовления детали от скорости резания универсальным и комбинированным инструментом при односменном (8 ч/сут) и трехсменном режиме работы (первая смена – в присутствии рабочих, вторая и третья – в «безлюдном» режиме). В табл. 1 приведены расчетные значения себестоимости при скорости резания 160 м/мин.

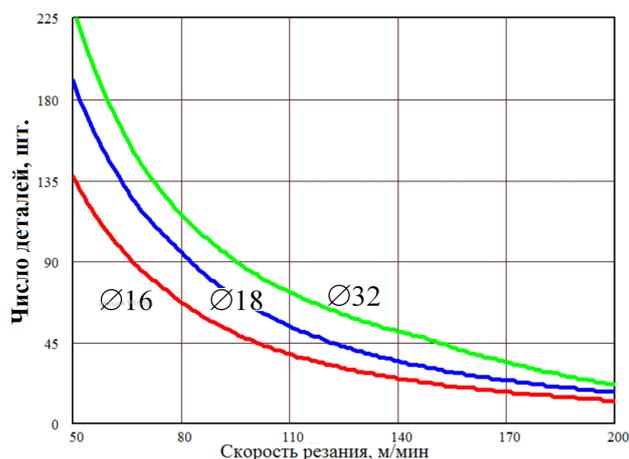


Рис. 3. Число деталей, обработанных инструментом разного диаметра, до замены

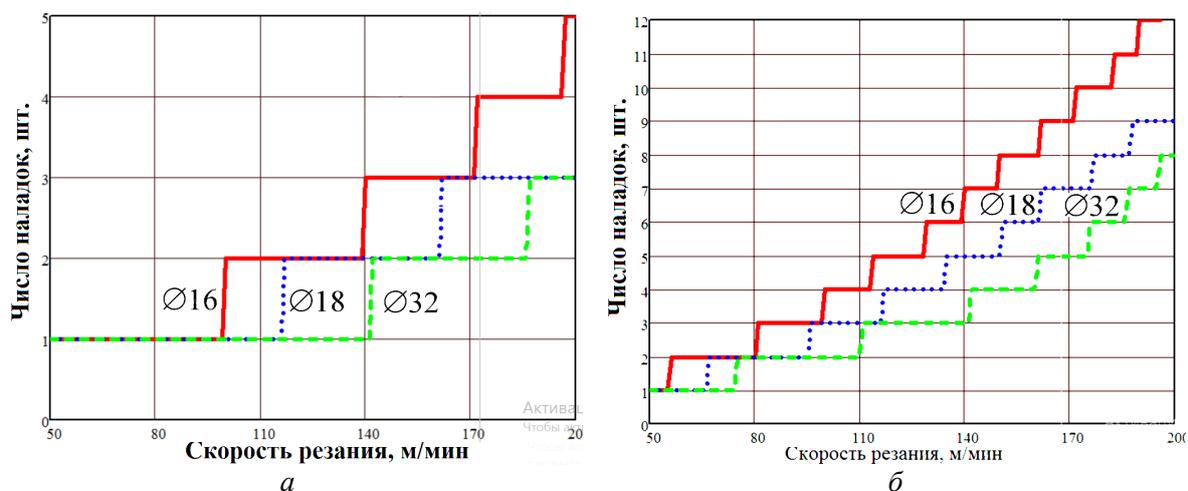


Рис. 4. Число наладок с инструментами разного диаметра как функция скорости резания: а – на 8 часов работы; б – на 24 часа работы

Таблица 1 – Себестоимость изготовления детали при различных условиях

Режим работы	Себестоимость, у. е.	Относительная себестоимость
Универсальный инструмент, односменная работа	7,62	1
Комбинированный инструмент, односменная работа	4,98	0,653
Универсальный инструмент, трехсменная работа	3,08	0,404
Комбинированный инструмент, трехсменная работа	2,00	0,263

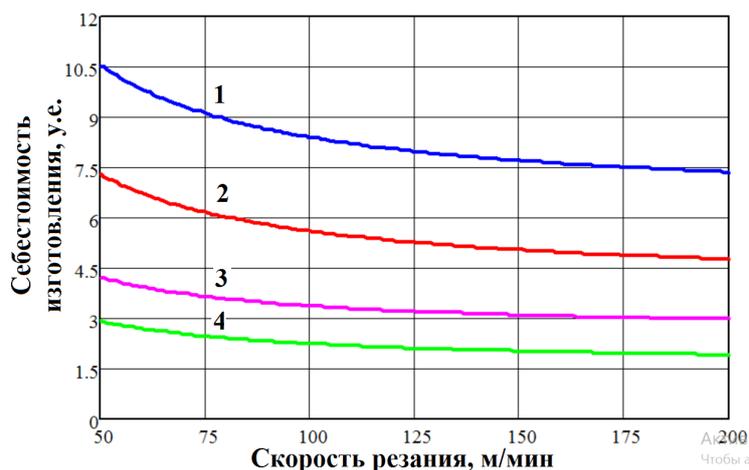


Рис. 5. Себестоимость изготовления детали при различных условиях как функция скорости резания:

- 1 – универсальный инструмент, односменная работа; 2 – комбинированный инструмент, односменная работа; 3 – универсальный инструмент, трехсменная работа; 4 – комбинированный инструмент, трехсменная работа

Заключение. Основное направление повышения реальной производительности и снижения себестоимости – повышения доли резания во времени обработки. Пути повышения: использование комбинированных инструментов, загрузка и выгрузка деталей со станка с использованием паллет.

Работа осуществлялась при финансовой поддержке БРФФИ в рамках договора на выполнение научно-исследовательской работы «Разработка методологии расчетов режимов резания в машиностроении (на примере обработки осевым инструментом)» № T22УЗБ-077.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ажар А. В., Колесников Л. А., Умаров Т., Яцкевич О. К. Крутящий момент при износе осевого инструмента // Сборник Международной конференции в Узбекистане 20–21 апреля 2023 года. – Ташкент, 2023. – С. 59–60
2. SECO. Обработка отверстий. Каталог + техническое руководство 2020.1. 03334951, ST20196722 RU, SECO TOOLS AB, 2020.
3. Михайлов, М. И. Прогнозирование работоспособности сборных сверл / М. И. Михайлов. – Гомель: ГГТУ им. П. О. Сухого, 2020. – 241 с.
4. Грубый, С. В. Методика расчета выходных показателей точения / С. В. Грубый // Известия высших учебных заведений. Машиностроение № 9 (714). – 2019. – С. 26–34. doi: 10.18698/0536-1044-2019-9-26-34
5. Ажар А. В., Колесников Л. А., Мухиддинов З. Н., Яцкевич О. К. Линеаризация связи ресурса и параметров резания для твердосплавного инструмента // Сборник Международной конференции в Узбекистане 20–21 апреля 2023 года. – Ташкент, 2023. – С. 42–43
6. Ажар А. В., Колесников Л. А., Мухиддинов З. И., Яцкевич О. К. Структура основного и вспомогательного времени при обработке осевым инструментом // БЕЛАРУСЬ-УЗБЕКИСТАН: формирование рынка инновационной продукции. Сборник материалов научно-практической конференции (Минск, 14–15 марта 2023 г.). – Минск : БНТУ, 2023. – С. 19–21
7. Ажар, А. В. Имитационное моделирование процесса обработки осевым инструментом / А. В. Ажар, Л. А. Колесников, З. И. Мухиддинов, О. К. Яцкевич // Тезисы докладов 37-ой междунауч.-техн. конф. «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки» (Минск, 6 апреля 2023 г.) / редкол. В. К. Шелег [и др.]. – Минск : Бизнесофсет, 2023. – С. 5–6.

Поступила 12.12.2023

Ажар А. В., Минасян Г. О., Якимович А. М.

АНАЛИЗ НАРАБОТКИ КОМБИНИРОВАННЫХ ОСЕВЫХ ИНСТРУМЕНТОВ НА БАЗЕ РЕСУРСНОЙ МОДЕЛИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Рассмотрены типы крепежных отверстий и технологические приемы их обработки стандартными и комбинированными осевыми инструментами (КОИ). Представлены существующие стратегии и математические модели оптимизации операций механической обработки отверстий, рекомендации по назначению режимов резания при использовании КОИ. Предложена модель оптимизации режимов резания при работе КОИ по критериям максимального использования ресурса инструмента. Проведен анализ эффективности комбинированной механической обработки крепежных отверстий на станках с ЧПУ на базе принятых и новых стратегий управления процессом резания по критериям максимальной временной, штучной наработки на отказ, полной (ресурсной) выработки и максимальной производительности инструмента.

Актуальность темы и краткий анализ вопроса исследований. При изготовлении деталей в условиях машиностроительного производства одной из ключевых поверхностей подвергаемой механической обработке является отверстие. Разнообразие форм, размеров и их взаимного расположения на деталях различной конфигурации связана с широким спектром задач, возлагаемых на данный элемент конструкции. Это база для крепежа и соединения деталей, опора для подшипников и валов, поршней и цилиндров, канал для подвода технических и рабочих жидкостей и т. д. Доля общей трудоемкости, приходящейся на механическую обработку отверстий сопоставима с долей приходящейся на обработку остальных поверхностей не только из-за количества, но и требований точности размеров и взаимного положения предъявляемых к ним. При обработке корпусных деталей на многооперационных станках и автоматических линиях отверстия составляют до 75 % от всех обрабатываемых поверхностей [1].

Комбинированная механическая обработка является эффективным средством повышения производительности и качества изготовления изделий машиностроения. Технология совмещения операций и переходов находит применение как на многошпиндельных агрегатных станках и токарных автоматах, так и экономически оправдывая себя при увеличении сложности обработки и максимальной загрузки современных станков с ЧПУ. Наиболее эффективно данную технологию реализуют комбинированные инструменты, создаваемые соединением стандартных инструментов (их частей) одного или разного функционального назначения с последовательным или чередующимся расположением вдоль оси или движения подачи.

Комбинированные в большинстве случаев относятся к специальным, реже специализированным инструментам, и имеют целевое назначение только для обработки определенных деталей. Они находят себе место главным образом в серийном и массовом производстве. Однако появление инструментов многофункционального назначения (сверлофреза, сборные инструментальные блоки, инструменты с регулируемой геометрией и

пр.), реализующих различные схемы обработки, как одноступенчатых, так и многоступенчатых отверстий на станках с ЧПУ позволяет расширить технологические возможности КОИ и сделать их применение более универсальным.

Отверстия, которые могут быть обработаны КОИ, составляют до 90 % от всех обрабатываемых поверхностей данного типа и до 35 % от всех обрабатываемых поверхностей, используемых в машиностроении [2].

Задачи оптимизации операций механической обработки отверстий с использованием КОИ следует рассматривать комплексно с учетом выбора метода формообразования, схемы и последовательности срезания припуска, конструктивного исполнения инструмента и параметров режима резания.

Предварительный анализ показал, что комплексного решения поставленной задачи оптимизации не существует, а математические модели для определения оптимальных режимов резания при обработке КОИ практически отсутствуют или недоработаны.

Режимы резания для КОИ принято выбирать по лимитирующим ступеням. Это характерно для параллельной и параллельно-последовательной схемы работы ступеней, либо при работе инструмента на заданных режимах и отсутствии регулирования частоты вращения и подачи в цикле резания. Как правило, лимитирующей ступенью при выборе подачи принимают ступень с минимальным диаметром, а при выборе скорости резания – с максимальным диаметром. Назначение режимов резания по лимитирующим ступеням ведет к неполному использованию потенциальных возможностей других ступеней КОИ, 1,1–1,5 раза по подаче и 1,5–2,5 по скорости резания в зависимости от соотношения диаметров и длин ступеней. Была предпринята попытка повышения использования ресурса не лимитирующих ступеней КОИ путем назначения подачи по средневзвешенному диаметру. Однако, повышение величины подачи требует уменьшения скорости резания, что может привести к потере производительности.

Есть предложение предварительно принимать в качестве лимитирующей ступень с максимальной длиной резания, а окончательный выбор путем сравнения выработки ресурса ступеней инструмента за период его наработки на отказ [3; 4].

В ходе выполнения поиска возможностей для повышения использования ресурса всех ступеней КОИ как по подаче, так и по скорости резания предложена математическая модель выбора наиболее выгодных режимов резания для КОИ, на основе решения минимаксной задачи с техническими ограничениями. В качестве целевых функций приняты среднеквадратическое отклонение от средней скорости резания, среднеквадратическое отклонение от средней подачи на оборот и время обработки [5]. Полученная модель позволяет находить такое сочетание параметров режима резания, которое удовлетворяет всем трем условиям: минимальным среднеквадратическим отклонениям от средней скорости резания, подачи на оборот и минимальному времени обработки при этом, обеспечивая требуемую точность отверстий.

Однако наиболее эффективными являются стоимостные критерии – себестоимость и удельные приведенные затраты, как наиболее полно описывающие материальные и овеществленные затраты на производство. Следует учитывать дополнительные ограничения, связанные с требованием максимального использования ресурса инструмента, обеспечиваемого равной или кратной стойкостью ступеней, а также требование достижения заданного уровня надежности в связи с разбросом ее характеристик из-за нестабильности свойств обрабатываемого изделия и качества инструмента [6–8].

Использование стоимостных критериев оптимизации операции механической обработки отверстий на этапе ее разработки затруднено факторами неопределенности доли затрат на инструмент и его эксплуатацию в общей себестоимости обработки детали. Проблемы с оценкой затрат на инструмент связаны с тем, что выбор метода и схемы обра-

ботки отверстия влияют на конструкцию КОИ, его габаритные размеры, способ и трудозатраты на восстановление работоспособности после отказа, путь резания и ограничения при назначении режимов резания. Минимизация затрат на операцию при выбранном методе, схеме и конструкции КОИ за счет оптимального сочетания параметров режима резания характеризуется дополнительными кинематическими и ресурсными ограничениями. Для каждой стратегии оптимизации необходима своя математическая модель, учитывающая большое количество факторов и ограничений, с дальнейшим сравнением результатов для принятия взвешенного решения. Такой подход даже при наличии средств автоматизации расчета оптимизационных функций сопряжен с большим объемом работ по технологической подготовке производства.

Более эффективным является принцип разработки типовых рекомендаций при выборе стратегии параметрической оптимизации основанный на обеспечении частных критериев: максимального ресурса (минимальной относительной наработки на отказ ступеней и максимальной наработки всего КОИ) и максимальной производительности (минимального операционного и штучного времени) в условиях привязки скорости резания инструмента к параметрам конструкции, выраженной отношением диаметров и длин ступеней КОИ. Выявление корреляционной связи между параметрами конструкции КОИ и факторами, лимитирующими назначение параметров режима резания для наиболее распространенных ступенчатых (крепежных) отверстий позволит упростить выбор стратегии оптимизации конструкции и параметров эксплуатации КОИ, а также провести экспресс-оценку результатов исходя из приоритетов производства (программы выпуска деталей, применяемого оборудования, степени автоматизации).

Цель работы. Повышение конкурентоспособности и эффективности использования современных комбинированных инструментов автоматизированного производства путем разработки технически обоснованных конструкторско-технологических методов повышения работоспособности.

Задачи исследований.

1. Провести анализ форм и видов отверстий, наиболее подходящих для комбинированной механической обработки на современном автоматизированном оборудовании с цифровым управлением.

2. Описать стратегии, методы и критерии оптимизации параметров процесса обработки отверстий КОИ.

3. Оценить возможность и эффективность использования в качестве ресурсных критериев работы КОИ показателей временной стойкости, штучной наработки на отказ, относительной наработки на отказ, выраженной относительной временной и штучной наработкой отдельных ступеней инструмента.

4. Проанализировать принятые стратегии и построенные на их основе модели оптимизации с точки зрения функциональной взаимосвязи с конструктивными параметрами КОИ для обработки крепежных отверстий и предлагаемыми схемами резания (параллельными, последовательными, параллельно-последовательными).

5. Оценить область эффективного использования принятых стратегий назначения режимов резания, схем резания и конструкций при использовании как КОИ, так и нормализованных инструментов при обработке стандартных крепежных отверстий на основе критериев обеспечения максимального ресурса (относительной и общей наработки на отказ) инструмента и производительности обработки.

6. Разработать рекомендации по конструированию и эксплуатации готовых КОИ для обработки крепежных отверстий на основе приведенных исследований.

Типы крепежных отверстий и технологические приемы их обработки стандартными (нормализованными) и КОИ. Значительная часть отверстий подвергаемых механической обработке в деталях механизмов и машин – это отверстия под крепеж.

Большинство из них имеет типовую форму и стандартизированный размерный ряд. При обработке нормализованных отверстий под крепеж КОИ традиционно применяются чаще. Это связано с достаточной простотой конструкции применяемого КОИ: число ступеней не более 3-х, однотипного или близкого по функционалу исполнения, невысокой точности, с некритичным вылетом и перепадом диаметров ступеней. Такие инструменты достаточно успешно реализуются на базе нормализованных инструментов путем переточки рабочей части или сборных модулей с использованием унифицированных вставок, блоков, СМП.

Для совмещения операций или переходов при обработке ступенчатых, резьбовых и гладких крепежных отверстий применяются всевозможные комбинированные инструменты наиболее распространенными из которых являются ступенчатые сверла и ступенчатые зенкеры, сверла-зенкеры, сверла-зенкеры-развертки, сверла-зенкеры-зенковки. Сюда же можно отнести сверла-метчики [9].

Типы стандартных отверстий (рис. 1), которые могут применяться для крепежа деталей машин и технологические приемы их обработки исследованы в работе [10].

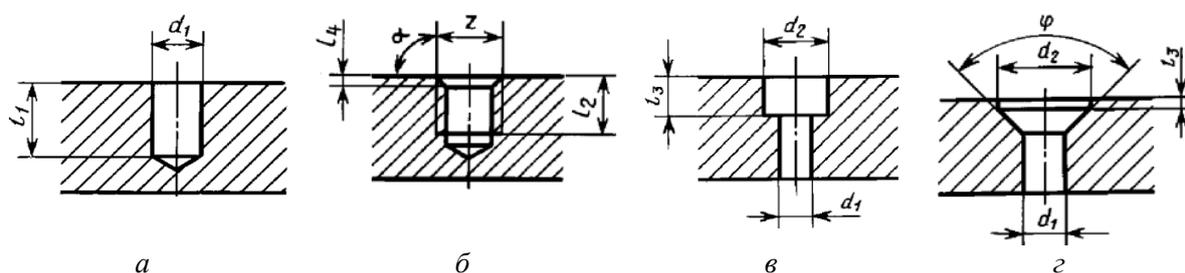


Рис. 1. Типы стандартизованных крепежных отверстий:

a – глухое (сквозное) гладкое отверстие; *б* – глухое (сквозное) отверстие с конической фаской или фаской под резьбу; *в* – ступенчатое сквозное отверстие с поднутрением перпендикулярным оси; *г* – сквозное отверстие с комбинированной фаской

Для данных типов крепежных отверстий допускается использовать комбинированный режущий инструмент особенно в случае большого количества типовых отверстий, приходящихся на одну деталь.

КОИ по сравнению с обычными инструментами получают, как правило, следующие преимущества [2]:

1. Сокращается основное технологическое и вспомогательное время (подвод и отвод инструмента, его смена и наладка) и соответственно повышается технологическая и цикловая производительность.

2. Уменьшается количество оборудования, сокращаются расход электроэнергии, производственные площади, количество основных и вспомогательных рабочих, повышается надежность оборудования, а значит, снижается и себестоимость продукции.

3. Повышается соосность и точность расположения отдельных ступеней обрабатываемых отверстий.

Однако, на практике при использовании КОИ можно столкнуться с проблемой неполной выработки ресурса инструмента из-за неравномерного износа, разброса нагрузок, приводящих к разрушению режущих кромок, вставок и пластин инструмента находящихся на разных его ступенях и имеющих различный диаметральный и осевой вылет. Различная скорость резания на различных участках инструмента требует более тщательного контроля и регулировки процессов работы для равномерного износа пластин, что существенно влияет на повышение эффективности при обработке отверстий с использованием КОИ. Стоимость таких инструментов, как и стоимость их эксплуатации выше,

чем у нормализованных инструментов, что требует более тщательно относиться к надежности и регламентации смены режущей части при наработке на отказ.

Как показал анализ факторов и условий оптимизации операции механической обработки отверстий КОИ существует ряд эксплуатационных проблем, связанных с выбором критерия наработки на отказ и расчетом оптимальных режимов резания, обеспечивающих максимальный ресурс и производительность инструмента [3; 4; 6; 7].

Ресурс комбинированного инструмента, выраженный в минутах резания (непрерывной работы) лимитирующей ступени при наработке на отказ часто не соответствует возможной выработке остальных ступеней, выраженной допустимым количеством обработанных отверстий из-за разности пути резания и площади сечения среза разных ступеней инструмента. Стратегия выбора лимитирующей ступени и основанная на ней модель параметрической оптимизации режимов резания при обработке отверстий КОИ существенно влияет на производительность обработки.

Произведем анализ работоспособности КОИ при обработке крепежных отверстий с целью определения влияния конструктивных параметров КОИ и условий их эксплуатации на выбор наилучшей стратегии и модели параметрической оптимизации режимов резания при механической обработке крепежных отверстий, основанной на обеспечении заданного ресурса инструмента и производительности обработки.

Анализ размеров стандартных крепежных отверстий и их связь с параметрами КОИ. Рассмотрим и проанализируем конструктивные параметры типовых крепежных отверстий с поднутрением перпендикулярным оси по ГОСТ 12876–67 «Поверхности опорные под крепежные детали» и ГОСТ 11284-75 «Отверстия сквозные под крепежные детали» (рис. 2). Данные отверстия могут применяться для установки крепежа в соответствии с ГОСТ 50796-95 «Болты с шестигранной головкой классов точности А и В», ГОСТ 11738-84 «Винт с внутренним шестигранником и цилиндрической головкой» и т. д.

Для каждого типа отверстий предложен размерный ряд, состоящий из 13 типоразмеров, определяемых диаметром основной (меньшей) ступени, которым поставлен в соответствие КОИ сверло-зенкер (сверло – цековка).

На графике представленном на рис. 3 наблюдается уменьшение отношения диаметров ступеней КОИ D_2/D_1 , зенкером и сверлом, соответственно, с увеличением диаметра D_1 основной ступени обрабатываемого крепежного отверстия с поднутрением по ГОСТ 12876–67 коэффициент u_D отношения диаметра зенкера к диаметру сверла варьируется в диапазоне от 3,13 до 2,06.

На графике представленном на рис. 4 наблюдается увеличение отношения длин обработки ступенями КОИ L_1/L_2 , сверлом и зенкером соответственно, с увеличением диаметра D_1 основной ступени обрабатываемого крепежного отверстия. График носит немонотонный характер, т. к. рассматривается с точки зрения усредненного значения длины обработки L_1 (глубины основного отверстия). Коэффициент отношения длин u_L варьируется в диапазоне от 6,75 до 11,49.

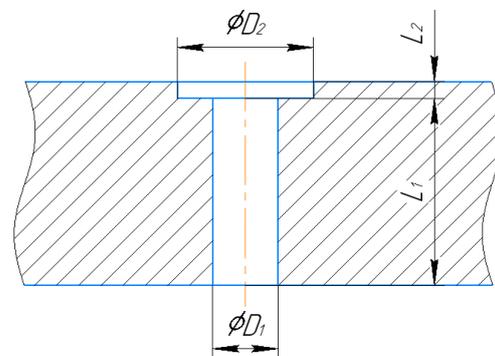


Рис. 2. Типовая схема крепежного отверстия с поднутрением

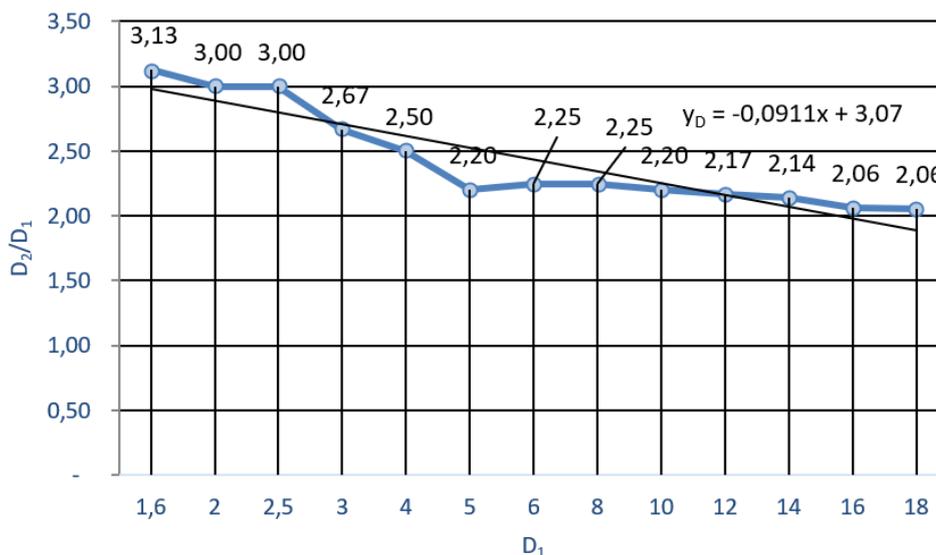


Рис. 3. Отношение диаметров ступеней КОИ от диаметра отверстия D_1 с поднутрением (линия тренда на графике: $y_D = \frac{D_2}{D_1}$, $x = D_1$)

Рост диаметра обрабатываемого отверстия сопровождается уменьшением отношения диаметров ступеней КОИ и увеличением отношения длин обработки ступенями инструмента. Интенсивность увеличения отношения длин обработки примерно в 3 раза выше интенсивности уменьшения отношения диаметров ступеней КОИ, что должно стать основным фактором при назначении режимов обработки, обеспечивающих максимальный ресурс при заданной производительности.

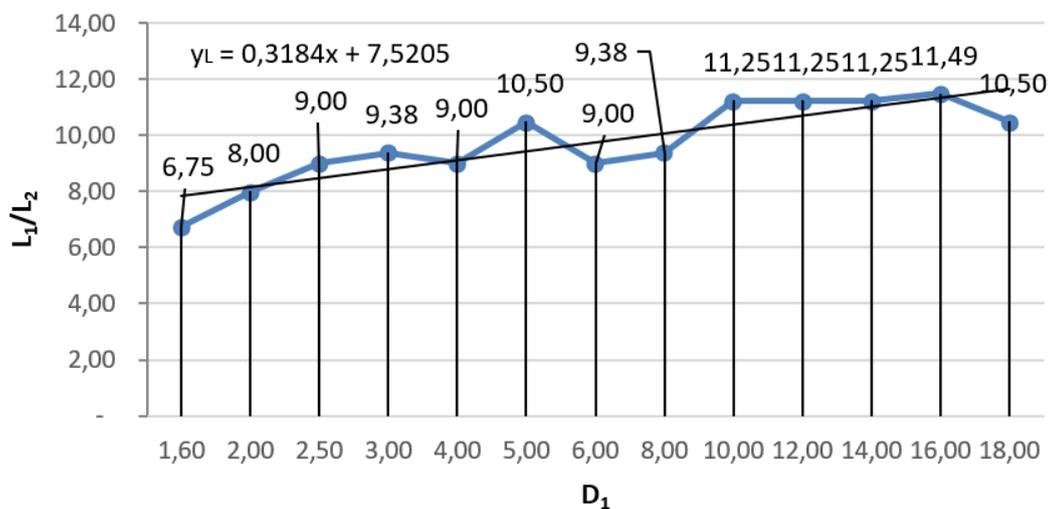


Рис. 4. Отношение длин обработки ступенями КОИ от диаметра отверстия D_1 с поднутрением (линия тренда на графике: $y_L = \frac{L_1}{L_2}$, $x = D_1$)

Методики расчета режимов резания и параметров наработки на отказ КОИ. Одной из особенностей обработки большинства крепежных отверстий является неизменность режимов резания таких как подача на оборот S_0 и частота вращения инструмента

(детали) n в течении всего цикла обработки ступенчатого отверстия, что связано с кинематическими ограничениями станка и невозможностью изменения режимов обработки из-за частично-одновременной обработки отверстий ступенями ряда КОИ. Полное независимое управление режимами допустимо только при обработке сквозных отверстий, применении конструкций КОИ обеспечивающих полный выход текущей ступени перед входом в обработку следующей и кинематической возможности станка переключать частоту вращения и (или) подачу при рабочем ходе инструмента. Эффект от применения данного подхода неочевиден, т. к. связан с увеличением длины резания и самого инструмента, а также с ростом сложности применяемого оборудования. При этом отсутствует гарантия, что удастся добиться оптимальных режимов из-за сопутствующих ограничений на жесткость, точность, износостойкость инструмента.

Таким образом, расчет режимов резания для КОИ предлагается проводить 3-мя методами с определением частоты вращения инструмента:

1. По принятой скорости резания ступени с большим диаметром.
2. По принятой скорости резания ступени с большей длиной резания.
3. По средней скорости резания ступеней и среднему, максимальному или минимальному диаметру КОИ.

Первоначально определяется скорость резания $v_{i \text{ лим.}}$ (м/мин) лимитирующей ступени (**1 и 2 метод**) или скорости резания обеих ступеней v_1 и v_2 (**3 метод**) по эмпирическим зависимостям [11] или табличным данным [12], соответствующим экономически обоснованной стойкости работы инструмента выраженной в минутах времени резания.

Частота вращения инструмента 1-м и 2-м методом определяется по формуле (1), мин^{-1} :

$$n = \frac{1000 \cdot v_{i \text{ лим.}}}{\pi \cdot D_{i \text{ лим.}}}, \quad (1)$$

где $D_{i \text{ лим.}}$ – диаметр лимитирующей ступени КОИ, мм;

i – номер лимитирующей ступени КОИ.

При определении частоты вращения инструмента **3-м методом** первоначально определяем значение средней скорости резания по формуле (2), м/мин:

$$v_{\text{ср}} = \frac{v_1 + v_2}{2}. \quad (2)$$

Расчет частоты вращения инструмента n по **3-му методу** будет производиться **3-мя способами**.

1. Частота вращения инструмента определяется через среднюю скорость резания $v_{\text{ср}}$ и средний диаметр инструмента $D_{\text{ср}}$:

$$n_1 = \frac{1000 \cdot v_{\text{ср}}}{\pi \cdot D_{\text{ср}}}, \quad (3)$$

где $D_{\text{ср}} = \frac{D_1 + D_2}{2}$, мм.

2. Частота вращения определяется через $v_{\text{ср}}$ и меньший диаметр 1-ой ступени инструмента D_1 :

$$n_2 = \frac{1000 \cdot v_{\text{ср}}}{\pi \cdot D_1}. \quad (4)$$

3. Частота вращения определяется через v_{cp} и больший диаметр 2-ой ступени инструмента D_2 :

$$n_3 = \frac{1000 \cdot v_{cp}}{\pi \cdot D_2}. \quad (5)$$

Расчет фактической скорости резания не лимитирующей ступени по **1-му** и **2-му методу**, а также фактической скорости резания обеих ступеней инструмента по **3-му методу** осуществляется по формуле (6), м/мин:

$$v_i \text{ факт.} = \frac{\pi \cdot D_i \cdot n}{1000}. \quad (6)$$

Для оценки наработки на отказ КОИ и его ступеней при расчетных значениях режимов резания предложено использовать следующие критерии: стойкость, выраженная в минутах времени резания, путь резания за период стойкости, выраженный в метрах обработанной поверхности и количество обработанных отверстий до смены или переточки КОИ.

Минутную стойкость не лимитирующих ступеней КОИ (**1 и 2 метод**) и стойкость обеих ступеней инструмента (**3 метод**) по полученным скоростям резания определяем по эмпирической степенной зависимости (7), мин:

$$T_i = \left(\frac{C_V \cdot D_i^q}{v_i \text{ факт.} \cdot t_i^x \cdot S^y} \cdot K_{Mv} \cdot K_{Пv} \cdot K_{Иv} \right)^{\frac{1}{m}}, \quad (7)$$

где D_i – диаметр ступени инструмента, мм; S – оборотная подача инструмента, мм/об; t_i – глубина резания ступени инструмента, мм; значения коэффициентов, определяющих условия обработки C_V , K_{Mv} , $K_{Пv}$, $K_{Иv}$ и показателей степени m , x , y , q , приводятся в соответствующих таблицах [11]. Для обработки отверстия сверлом в сплошном материале значение показателя степени $x = 0$.

Путь резания за период стойкости ступени инструмента, мм:

$$L_i = n \cdot S_o \cdot T_i = S_m \cdot T_i, \quad (8)$$

где $n = \frac{1000 \cdot v}{\pi \cdot D}$ – частота вращения инструмента, мин⁻¹;

$S_m = n \cdot S_o$ – минутная подача, мм/мин.

Количество обработанных отверстий (деталей) до смены или переточки режущих элементов (пластин, вставок) ступени инструмента, шт:

$$N_i = \frac{L_i}{l_i}, \quad (9)$$

где l_i – длина резания i ступенью инструмента, мм.

Для автоматизации расчета режимов резания, наработки на отказ и производительности обработки крепежных отверстий по предложенным методикам и упрощения анализа параметров работоспособности КОИ разработано программное обеспечение (ПО) реализованное в офисном приложении MS Excel, в виде электронных таблиц и формиру-

ющее массив расчетных значений с построением графиков связывающих конструктивные параметры с параметрами наработки на отказ ступеней инструмента и производительностью выполнения операции.

ПО апробировано на примере обработки ступенчатых отверстий под крепеж в широком диапазоне диаметров и длин резания в деталях из конструкционной стали с твердостью 160...240 НВ, как нормализованными (сверло, зенкер), так и КОИ типа сверло-зенкер из быстрорежущей стали. Результаты расчета в графической и аналитической интерпретации удобной для анализа приведены далее.

Анализ параметров наработки на отказ КОИ при обработке отверстий с поднутрением при выборе стратегии назначения режимов резания по ступени с большим диаметром (метод 1).

Расчет режимов резания для КОИ произведен по лимитирующей ступени, имеющей больший диаметр D_2 и определяющей размер поднутрения (рис. 2). Подача для всех случаев обработки принята одинаковая, имеющая допустимое значение для заданных условий резания. Стойкость лимитирующей ступени T_2 имеет нормативную величину в диапазоне 20–30 мин по которой рассчитана скорость резания 2-ой ступени и частота вращения всего КОИ.

На графике представленном на рис. 5 наблюдается уменьшение отношения стойкости ступеней КОИ T_1/T_2 , выраженной в минутах времени резания, с увеличением диаметра обрабатываемого отверстия до $D_1 = 5$ мм. Расчетная стойкость 1-ой ступени КОИ T_1 при принятом методе назначения режимов резания уменьшается, что связано с трендом на уменьшение отношения диаметров ступеней для заданной группы КОИ, обрабатывающих крепежные отверстия с поднутрением.

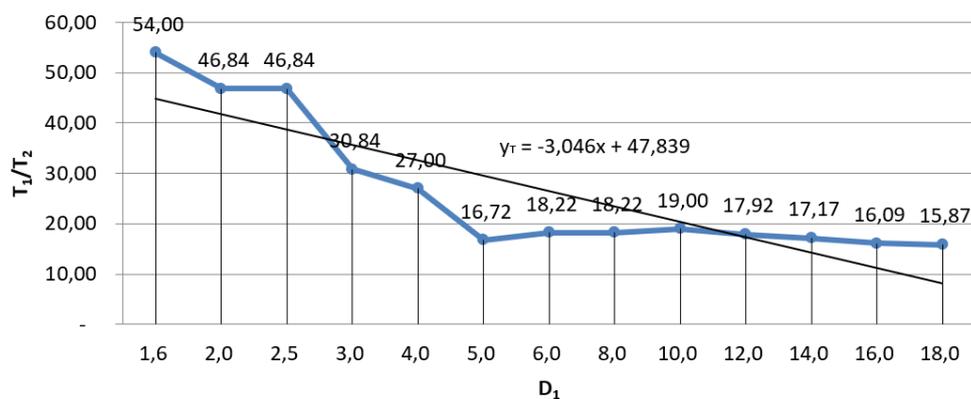


Рис. 5. График зависимости отношения временной стойкости ступеней КОИ T_1/T_2 от диаметра

$$D_1 \text{ крепежного отверстия (линия тренда на графике: } y_T = \frac{T_1}{T_2}, x = D_1)$$

В диапазоне диаметров обработки $D_1 = 6-18$ мм происходит стабилизация отношения T_1/T_2 в связи с пропорциональным ростом T_2 и T_1 из-за выравнивания отношения D_2/D_1 и L_1/L_2 . Так отношение T_1/T_2 варьируется в диапазоне от 54 до 15,87 в сторону увеличения диаметра обрабатываемого отверстия. Нарработка на отказ, выраженная длиной пути резания за период стойкости КОИ, имеет отношение L_{max}/L_{min} , равное отношению T_1/T_2 .

Кривая относительной штучной наработки на отказ N_{max}/N_{min} , выраженная отношением количества обработанных отверстий ступенями КОИ (рис. 6), имеет форму аналогичную кривой относительной стойкости T_1/T_2 . Линия тренда кривой N_{max}/N_{min} монотонно убывает в диапазоне от 8 до 1,4 при увеличении диаметра отверстия.

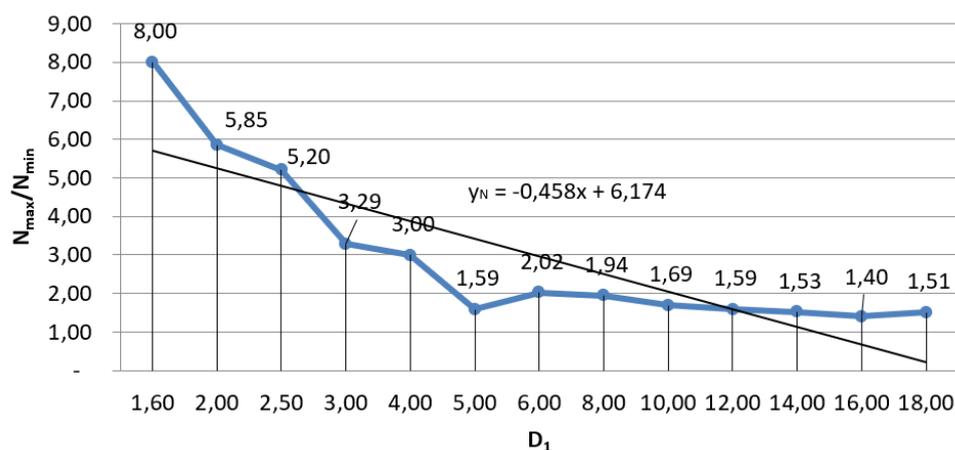


Рис. 6. График зависимости отношения количества обработанных отверстий ступенями КОИ N_{max}/N_{min} за время наработки на отказ от диаметра D_1 крепежного отверстия (линия тренда на

графике: $y_N = \frac{N_{max}}{N_{min}}$, $x = D_1$)

Рассматриваемые относительные штучные наработки на отказ варьируются, в значительно меньшем области значений, чем отношения временной стойкости ступеней. Однако диапазон значений относительной штучной наработки ступеней характеризуется 5,7 кратным уменьшением при 3,4 кратном уменьшении относительной временной стойкости, что связано не только с уменьшением отношения диаметров ступеней y_D , но и ростом отношения длин резания (длины расчетной не лимитирующей ступени) y_L .

Наиболее выгодными инструментами с точки зрения выработки максимального ресурса при назначении режимов резания по *методу 1* являются те в которых отношение N_{max}/N_{min} приближается к «единице». В нашем случае это обработка отверстия диаметром $D_1 = 16$ мм. При этом само отношение $N_{max}/N_{min} = 1,4$, что соответствует 40 % потери ресурса, не лимитирующей ступени КОИ.

При анализе всего размерного ряда крепежных отверстий с поднутрением, принятым ГОСТ 12876–67 установлено, что относительная штучная наработки на отказ разных ступеней КОИ N_{max}/N_{min} уменьшается, при увеличении длины отверстия заданного диаметра. Наименьшая относительная штучная наработки y_N обеспечивающая максимальный ресурс КОИ при расчете режимов резания по *методу 1* характерна для инструментов, обрабатывающих отверстия с наибольшим диаметром D_1 и длиной основной ступени L_1 . Анализ размеров КОИ показал, что лучшую выработку ресурса при использовании выбранной стратегии назначения режимов резания обеспечивают инструменты с отношением $y_L / y_D \geq 5$.

Отношение штучной наработки на отказ N_{max}/N_{min} получилось в разы меньше отношения T_1/T_2 . Временная стойкость 1-й ступени в десятки раз больше стойкости 2-й ступени, однако при анализе выработки количеством обработанных отверстий эта разница не такая существенная из-за большой роли длины обработки, приходящейся на расчетную не лимитирующую ступень резания КОИ. Данный факт необходимо учитывать при назначении регламента замены данного типа КОИ и оценки его ресурса.

Анализ общей (по лимитирующей ступени) и относительной штучной наработки на отказ, производительности обработки отверстий с поднутрением нормализованными и КОИ при различных стратегиях назначения режимов резания.

В ходе моделирования процесса обработки крепежных отверстий с поднутрением при использовании нормализованных инструментов (сверло, зенкер) и КОИ при назначении режимов резания различными методами получены данные позволяющие оценить минимальную штучную наработку на отказ (рис. 7), относительную (ресурсную) наработку (рис. 8) и штучное время, включающее машинное и вспомогательное время обработки отверстий на обрабатывающем центре с ЧПУ (рис. 9).

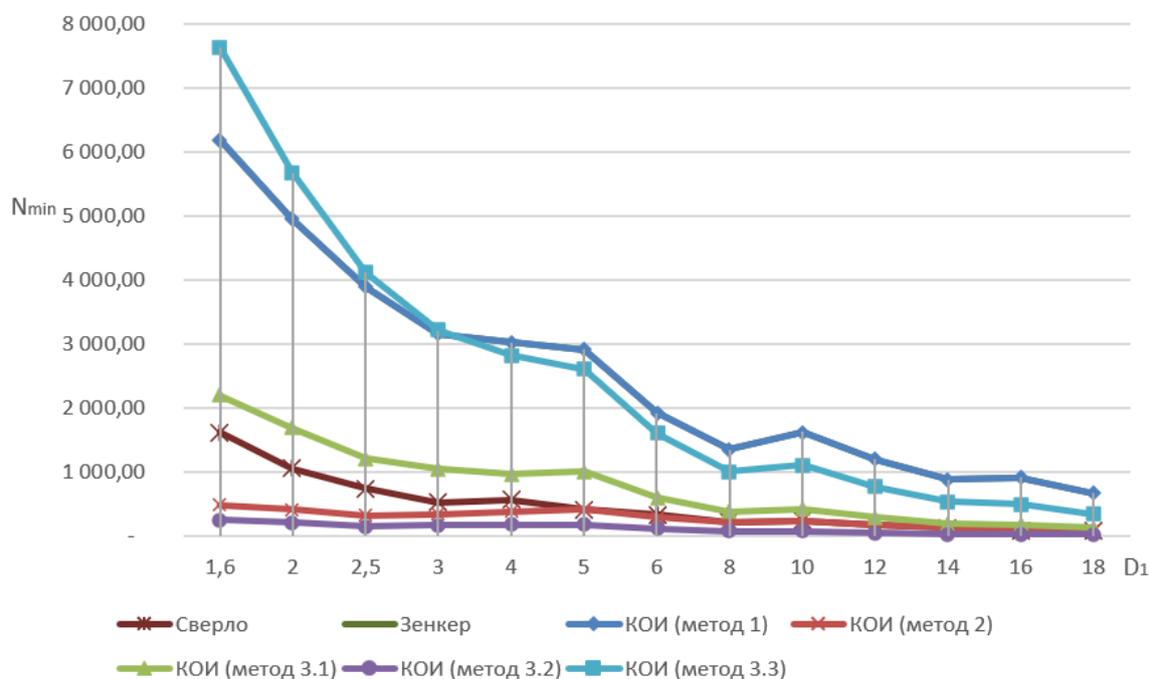


Рис. 7. Штучная наработка до отказа N_{min} нормализованными или КОИ в зависимости от диаметра D_1 отверстия при разных стратегиях назначения режимов резания

Максимальную штучную наработку на отказ (по лимитирующей ступени) при обработке отверстий с $D_1 < 3$ мм обеспечивает КОИ с режимами принятыми по **методу 3.3**, при $D_1 > 3$ мм предпочтительнее назначать режимы **по методу 1** (рис. 7). Минимальную наработку КОИ обеспечивает расчет режимов по **методу 3.2**, немного лучше наработка получается по **методу 2**. При увеличении диаметра крепежного отверстия для большинства методов назначения режимов наработки уменьшаются сближаясь друг к другу. Почти постоянную наработку обеспечивают КОИ с режимами, назначенными по **методу 3.2 и 2**. С точки зрения относительной наработки (рис. 8) с учетом обеспечения максимальной выработки ресурса $N_{max}/N_{min} \rightarrow 1$ при $D_1 < 5$ мм лучше пользоваться **методом 3.2**, при $5 < D_1 < 10$ мм **методом 2**, а при $D_1 > 10$ мм **методом 3.1**. Худшее использование ресурса КОИ обеспечивают **методы 3.3 и 1**. **Методы 3.2 и 2** дают стабильно низкое отношение наработок на отказ во всем диапазоне диаметров обработки. При обработке отверстий с $D_1 = 5-18$ мм все стратегии назначения режимов обеспечивают достаточно узкий диапазон относительной наработки от 2 до 1, что является хорошим показателем выработки ресурса КОИ.

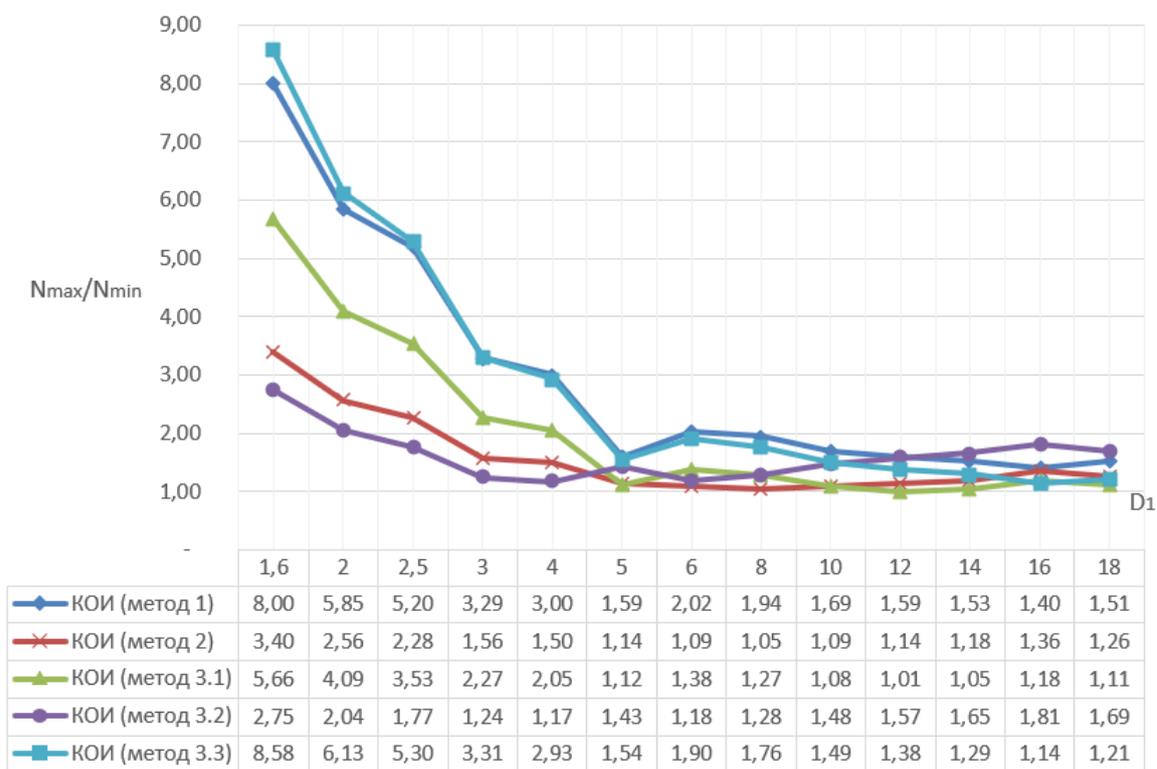


Рис. 8. Относительная штучная наработка до отказа N_{max}/N_{min} КОИ в зависимости от диаметра D_1 обрабатываемого отверстия при различных стратегиях назначения режимов резания

Анализ производительности показал, что наименьшее штучное время $T_{шт}$ при обработке всего размерного ряда крепежных отверстий обеспечивает КОИ со стратегией назначения режимов резания по $V_{ср}$ и D_1 (**метод 3.2**). Удовлетворительную производительность обеспечивает КОИ при назначении режимов по 1-ой ступени (**метод 2**). В диапазоне диаметров отверстий $D_1 = 1,6-8$ мм предпочтение надо отдавать КОИ при любом методе назначения режимов. При $D_1 > 8$ мм наихудшую производительность показывает КОИ с назначения режимов по 2-ой ступени (**метод 1**), а при $D_1 > 10$ мм выбор обработки отверстий последовательно сверлом и зенкером может быть предпочтительнее КОИ с режимами назначенными еще и по **методу 3.3** (точки «А» на рис. 9) и это несмотря на потери времени на подвод, отвод и смену нормализованного инструмента. Увеличение диаметра отверстия приводит не только к увеличению $T_{шт}$, но и к росту разницы между $T_{шт}$ в зависимости от метода назначения режимов резания которая достигает 1567 мин на партию 1000 отв. и кратна 2,2 раза.

Таким образом, **методы 3.2 и 2** обеспечивают наилучшие показатели производительности и максимальной выработки ресурса инструмента. При необходимости обеспечить максимальную наработку на отказ следует применять **методы 1 и 3.3**, имеющие худшие показатели производительности и относительной наработки на отказ КОИ.

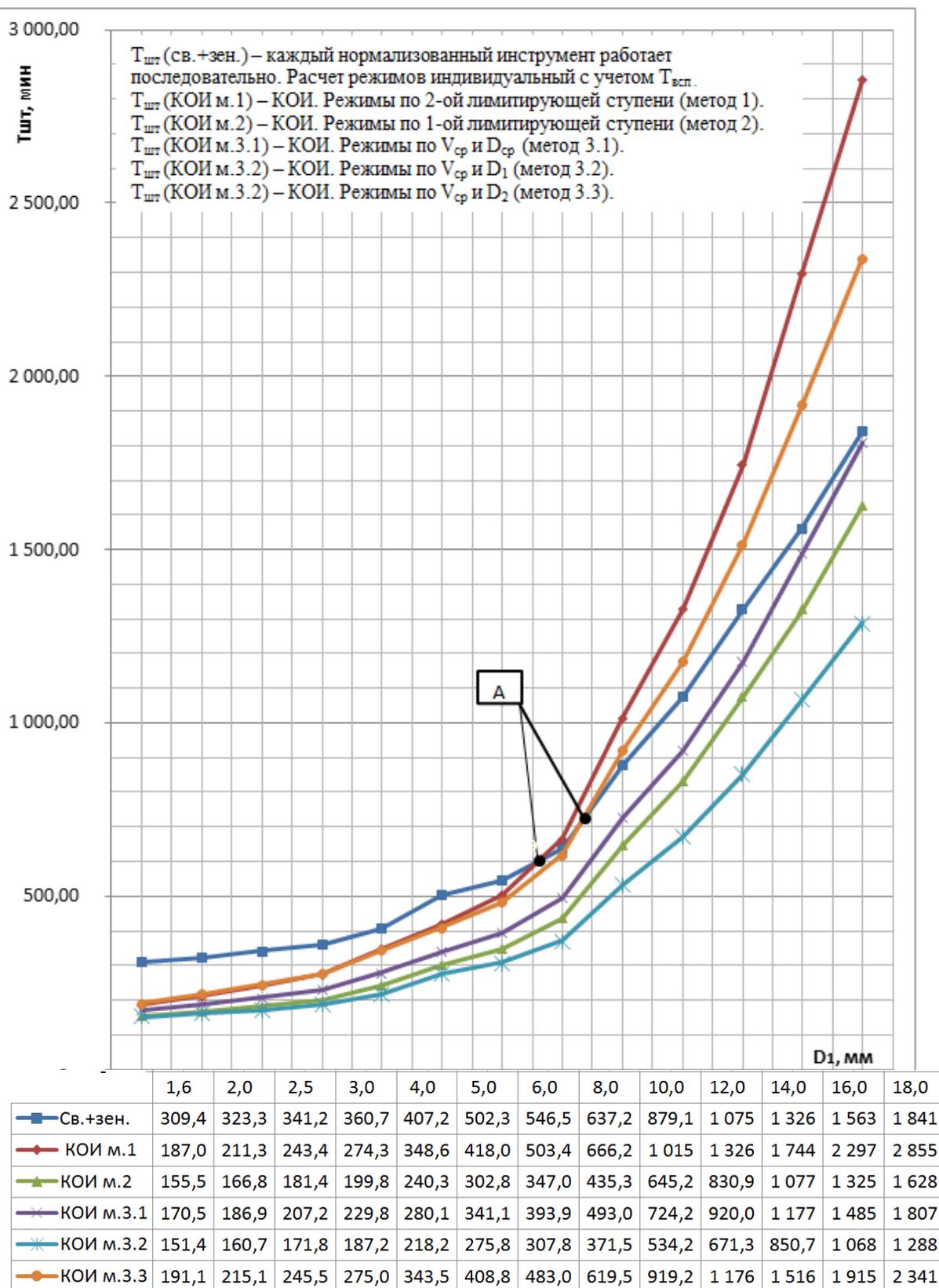


Рис. 9. Штучное время ($T_{шт}$) при обработке отверстий с поднутрением при разных стратегиях управления процессом резания, на партию отверстий 1000 шт.

Выводы.

1. Для **1-го метода** расчета режимов резания ступень КОИ принятая за расчетную (№ 2 большего диаметра) остается лимитирующей как по временной стойкости, так и по количеству отверстий, обработанных до отказа инструмента во всем диапазоне размеров.

2. Для **2-го метода** расчета ступень КОИ принятая за расчетную (№ 1 меньшего диаметра и большей длины) не является лимитирующей по временной стойкости, однако при увеличении диаметра и длины крепежного отверстия становится лимитирующей по количеству отверстий, обработанных до отказа инструмента.

3. Для **3-го метода** расчета ступень № 2 КОИ является лимитирующей по временной стойкости, однако при увеличении диаметра и длины отверстия ступень № 1 становится лимитирующей по количеству отверстий, обработанных до отказа инструмента.

4. При назначении режимов резания по всем **3-м методам** отношение временной стойкости и отношение наработки, выраженной в количестве обработанных отверстий до отказа, уменьшается с увеличением диаметра и длины отверстия относительно условной величины наработки на отказ равной «1», что позитивно сказывается на выработке полного ресурса инструмента. При этом интенсивность выравнивания наработки, выраженной количеством обработанных отверстий выше, чем такая же интенсивность, выраженной стойкостью в минутах времени резания ступеней.

5. Несмотря на то, что основным фактором, определяющим стойкость КОИ, является скорость резания, напрямую связанная с диаметром ступеней, при оценке ресурса числом обработанных отверстий важным показателем становится длина ступеней отношение которых растет в большей степени чем отношение диаметров.

6. Для рассматриваемого размерного ряда крепежных отверстий, обрабатываемых на автоматизированном оборудовании предпочтение, надо отдавать КОИ при условии выбора метода назначения режимов резания, обеспечивающего лучшую производительность и выработку максимального ресурса.

7. Исходя из полученных данных метод расчета режимов резания для КОИ стоит выбирать в зависимости от целей производства.

Лучшую безотказность инструмента, обеспечат режимы резания, полученные классическим **методом 1** (по ступени большего диаметра), но неполная выработка и уменьшенная скорость резания сверлильной ступени, приведут к недоиспользованию ресурса КОИ и падению производительности обработки.

Лучшую производительность и равномерную выработку ресурса обеспечивают **методы 3.2 и 2** расчета режимов, где предпочтение отдается ступени меньшего диаметра с большей длиной резания, но при этом существенно падает наработка на отказ. Минимальное значение наработки показывает **метод 3.2**.

Наиболее компромиссный по всем 3-м критериям оптимизации работоспособности КОИ является **метод 2**.

Работа осуществлялась при финансовой поддержке БРФФИ в рамках договора на выполнение научно-исследовательской работы «Разработка методологии расчетов режимов резания в машиностроении (на примере обработки осевым инструментом)» № Т22УЗБ-077.

ЛИТЕРАТУРА

1. Маслов А. Р. Современные тенденции в конструировании специального режущего и вспомогательного инструмента для автоматизированного производства. – М.: ВНИТЭМПР, 1985. – 48 с.
2. Малышко И. А. Осевые комбинированные инструменты (рекомендации по проектированию и эксплуатации). – Донецк: ПКТИ, 1996. – 135 с.
3. Ажар А. В., Колесников Л. А., Яцкевич О. К. Стратегии оптимизации технологии обработки отверстий комбинированными инструментами на станках с ЧПУ. Материалы XVI всероссийской

конференции с международным участием «Машиностроение: традиции и инновации (МТИ – 2023)». Сборник докладов. – М.: ФГБОУ ВО МГТУ «СТАНКИН», 2023. – 308 с. (С. 20–32).

4. Ажар А. В., Дулуб А. Д., Сивак М. В. Оценка ресурса сборного комбинированного инструмента по временной стойкости и количеству обработанных отверстий. Научное издание «НОВЫЕ ГОРИЗОНТЫ – 2023». Сборник материалов X Белорусско-Китайского молодежного инновационного форума 09–10 ноября 2023 года. – Т. 1. – Минск: БНТУ, 2023. – 176 с. (С. 50–52).

5. Степанов М. С., Иванова М. С. Разработка математической модели выбора наиболее выгоднейших режимов резания комбинированным осевым инструментом. Машиноведение и машиностроение. Технологический аудит и резервы производства. – № 4/1(24) – 2015. – С. 69–72.

6. Ажар А. В., Кочергин А. И. Использование и оптимизация условий эксплуатации комбинированных осевых инструментов. Машиностроение. – Мн., 2002. – Вып. 18 – С. 34–42.

7. Ажар А. В., Кочергин А. И., Ратько Е. Ф. Оптимизация условий обработки ступенчатых отверстий осевыми инструментами на примере комбинированных зенкеров. Машиностроение. – Мн., 2009. – Вып. 25. – С. 283–291.

8. Ажар А. В. Анализ структурно-технологической надежности комбинированных осевых инструментов / А. В. Ажар, О. К. Яцкевич, Л. А. Колесников // материалы МНТК «Машина-созликда фан, таълим ва ишлаб чиқаришнинг интеграцияси: тенденциялар, муоммолар ва ечимлар», 19.05.2022, Ташкент. – 2022. – 286 с. (С. 220–225).

9. Попов А. П., Свириденко Д. С., Комаров Ю. Ю. Прогресс в применении осевых комбинированных инструментов. Мир транспорта. 2017; 15(6):88–101. – Режим доступа: <https://doi.org/10.30932/1992-3252-2017-15-6-8>. – Дата обращения: 12.11.2023.

10. Жарликов Н. В. Комбинированные режущие инструменты. – М. Свердловск: Машгиз. Урало-Сибирское отд-ние, 1961. – 78 с.

11. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / под ред. Дальского А. М., Косиловой А. Г., Мещерякова Р. К., Сулова А. Г. – 5-е изд., исправл. – М.: Машиностроение, 2003. – 944 с.

12. Учебное пособие «Технология обработки металлов резанием». 2017.11. – Режим доступа: https://xn---2100-ywvwxrka13ag0c.xn--p1ai/uploadedFiles/files/Training_Handbook_RUS_2-compressed.pdf.pdf. – Дата обращения: 12.11.2023.

Поступила 12.12.2023

УДК 621.923.04

Акулович Л. М., Сергеев Л. Е.

**СИНЕРГЕТИЧЕСКАЯ СВЯЗЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ
МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ
ПОВЕРХНОСТЕЙ ВРАЩЕНИЯ**

*Белорусский государственный аграрный технический университет,
Минск, Беларусь*

В статье показано, что формирование топографии поверхностей пар трения, снижающей износ сопрягаемых поверхностей деталей, происходит при их изготовлении на операциях финишной абразивной обработки, среди которых одной из перспективных является магнитно-абразивная обработка эластичным инструментом. Предложен метод повышения производительности магнитно-абразивной обработки сложнопрофильных поверхностей тел вращения, основанный на выявлении эффектов взаимодействия технологических факторов и их синергизма. Приведены результаты экспериментальных исследований многокритериальной оптимизации технологического процесса магнитно-абразивной обработки сложнопрофильных поверхностей тел вращения в виде многофакторных уравнений, количественно описывающих вклад каждого

обобщенного фактора в синергический эффект, что позволяет интенсифицировать процесс срезания неровностей в труднодоступных участках сложного профиля.

Введение. Повышение силовых и скоростных параметров машин и механизмов наиболее просто реализуется использованием в их кинематических цепях деталей со сложным профилем поверхностей (СПП), способных передавать как усилие, так и закон перемещений. СПП применяют в конструкциях изделий машино-, приборо-, станко-, авиа-, судостроения, оборудовании по переработке сельскохозяйственного сырья, а также в изделиях бытового назначения [1–2]. Особую «платформу» (до 70 %) в общем объеме СПП занимают тела вращения. К ним относятся: в мобильных машинах – детали с наружными и внутренними неполными сферическими поверхностями (шаровые опоры и пальцы шарниров рулевого управления, беговые дорожки подшипников качения); в металлорежущих станках – шпиндели и оправки, имеющие поверхности с высокими требованиями по точности и шероховатости обработанной поверхности; зубчатые колеса. Объем производства шаровых пальцев автомобилей МАЗ за 2020 г., согласно данных журнала «Autoversity» составил более 20 тыс. единиц, а по данным ежегодных отчетов выпуск токарных станков в 2025 году достигнет 1,9 млн. единиц.

Достигнутый в настоящее время уровень технологии формообразования поверхностей сложного профиля базируется на использовании станков с ЧПУ, однако при этом для финишной абразивной обработки требуется создание дорогостоящих специальных инструментов, у которых профиль режущей кромки должен геометрически или программно отражать топологию обрабатываемой поверхности. При обработке таким инструментом поверхностей с переменной кривизной изменяются значения фактических углов резания и, как следствие, давление инструмента и скорость резания на различных участках контура деталей имеют разные значения. В результате на отдельных участках обрабатываемых поверхностей возникают дополнительные погрешности формы и разброс параметров шероховатости, что приводит к неоднородности показателей качества и необходимости дополнительных, в основном ручных, доводочных операций.

Формирование микропрофиля поверхностей деталей происходит при их изготовлении на операциях финишной обработки, доля которых в производственных процессах постоянно увеличивается в связи с внедрением технологий изготовления заготовок (обработка давлением, точное литье, порошковая металлургия и т. п.), снижающих припуски на механическую обработку [3]. Современное машиностроение располагает достаточно большим числом методов и способов формирования рабочих поверхностей деталей машин с обеспечением заданных шероховатости и физико-механических свойств, в том числе пластическое деформирование поверхностного слоя [4; 5], механическая обработка лезвийными и абразивными инструментами [6], электрофизические и электрохимические методы [7]. Однако по производительности и экологическим соображениям доминирующим финишным методом остается механическая абразивная обработка, которая нередко является единственно возможным методом обеспечения требуемого качества поверхности.

По виду режущего инструмента существующие методы финишной абразивной обработки поверхностей можно разделить на обработку закрепленным, свободным и подвижно-координированным абразивным зерном. При любом способе финишной абразивной обработки важнейшим фактором является возможность изменять давление частиц абразивного порошка на обрабатываемую поверхность заготовки. В незакрепленном состоянии частицы абразива более полно используют свои режущие способности, так как происходит нивелирование их рабочих кромок относительно обрабатываемой поверхности. К одному из перспективных способов финишной обработки эластичным инструментом относится магнитно-абразивная обработка (МАО). В про-

цессе МАО ферроабразивные зерна (ФАЗ) в свободном состоянии помещают в магнитное поле, под действием которого они ориентируются так, что к обрабатываемой поверхности обращены их наиболее острые кромки. В результате этого на протяжении всего цикла обработки имеет место процесс ориентированного абразивного резания эластичным инструментом. Под действием магнитного поля в процессе обработки происходит переориентация незакрепленных ФАЗ, которые стремятся сориентироваться наибольшей осью перпендикулярно обрабатываемой поверхности. Для реализации МАО не требуется изготавливать профилирующий абразивный инструмент, а также периодически его править, что в 2–3 раза снижает затраты на инструмент. МАО обеспечивает шероховатость поверхности по параметру $Ra = 0,01 \dots 0,4$ мкм, снижение температуры резания по сравнению с традиционными методами абразивной обработки, что способствует образованию нового качества поверхности и структуры поверхностного слоя.

Постановка задачи исследования. Ранее проведенные исследования позволили создать технологии МАО и оборудование для ее реализации, в основном, деталей простой геометрической формы. Что касается финишной обработки СПП, то достигнутый уровень исследований позволил разработать технологии и оборудование для МАО режущих лезвийных и медицинских инструментов, лопаток газотурбинных двигателей, базирующиеся на использовании больших кольцевых зазоров и индукторов на постоянных магнитах (ИПМ). Однако такой подход для обработки СПП тел вращения является неэффективным из-за низкой производительности, высокого энергопотребления из-за использования крупногабаритных электромагнитных систем (ЭМС), большого расхода дорогостоящего ферроабразивного порошка (ФАП). Вместе с тем, оптимизировать традиционными методами параметры и режимы технологического процесса МАО не представляется возможным, так как однозначно прогнозировать результаты обработки невозможно из-за особенностей динамической модели процесса МАО, состоящих в том, что:

- ФАЗ имеют стохастическую геометрию и при МАО случайным образом распределены на обрабатываемой поверхности;
- режущая способность ферроабразивной щетки зависит от степени уплотнения ФАЗ, что также носит стохастический характер;
- интенсивность резания каждым ФАЗ зависит как от степени воздействия магнитного поля на компоненты рабочей технологической среды, так и от магнитной проницаемости ФАЗ, а также от свойств смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ).

Указанные особенности дают основание процесс МАО уподобить открытой нелинейной самоорганизующейся системе [8], подверженной колебаниям, в результате которых она развивается и движется к относительно устойчивому состоянию. Этому способствует постоянный энергетический и материальный обмен системы с окружающей средой. В сложившихся условиях становится актуальной задача разработки МАО СПП тел вращения комплексным воздействием компонентов рабочей технологической среды (РТС) с учетом синергизма их свойств.

Цель настоящего исследования: интенсифицировать энергетический и материальный обмен в системе «Обрабатываемая поверхность детали – рабочий зазор – полюсный наконечник магнитопровода», для чего установить наиболее коррелирующие между собой технологические параметры рабочей технологической среды МАО и дать количественную оценку их взаимовлияния и относительного вклада в синергический эффект.

Методика исследований. При решении подобных задач, как правило, показатели качества и производительности являются конфликтующими параметрами, оптимальные значения которых достижимы при различных значениях управляющих факторов. Поэтому оптимизация технологического процесса требует поиска варианта, компромиссного по обоим критериям. Эффективной методологией решения этой проблемы является

на первом этапе математическое моделирование, основанное на получении многофакторных уравнений, описывающих поведение технологического процесса, и его многокритериальную оптимизацию с помощью построенной математической модели. На втором этапе – управление процессом MAO, направленным на стабилизацию и равномерность давления ФАЗ по всей площади СПП тел вращения изменением потоками магнитной индукции с организацией обратных связей. Интенсификация удаления выступающих на обрабатываемой поверхности неровностей при MAO связана как с необходимостью создания новых видов СОТС и ФАП, так и с разработкой метода расчета топографии МП и управления величиной его градиента.

Основная часть. Сложившееся положение в области технологии MAO СПП тел вращения вызвано отсутствием научно обоснованных параметров РТС, включающей компоненты: ФАП, из которого формируется режущий инструмент; магнитное поле (МП), которое удерживает ФАП в рабочем зазоре и формирует из него абразивную «щетку»; смазочно-охлаждающие технологические средства (СОТС), облегчающие процесс резания и повышающие интенсивность срезания неровностей. В то же время у исследователей о режущем инструменте при MAO сложилось устойчивое представление только как о ФАП без учета роли СОТС, МП и синергизма компонентов РТС. Это часто приводит к ошибкам при выборе параметров и назначении режимов MAO, а в результате – к непроизводительным потерям и пониженным эксплуатационным свойствам деталей.

Экспериментально установлено, что применяемые ФАП, полученные методом «керметной технологии», а также механические смеси, имеют недостаточные магнитную проницаемость, микротвердость и период стойкости. Эти показатели свойств ФАП при их высокой стоимости являются аргументом проведения научных исследований в направлении создания новых структур и свойств ФАП. Для повышения производительности MAO и качества поверхностей требуется управление градиентом магнитной индукции в зоне резания при минимальных размерах концентраторов магнитного поля и их правильном расположении относительно обрабатываемого изделия. Используемые при MAO масляные СОТС имеют низкие показатели фильтрации при обработке труднодоступных участков СПП, что приводит к высокой степени сводовой кольматации РТС и быстрой потере режущей способности. Синтетические СОТС имеют высокую стоимость, низкие смазывающее, диспергирующее и пластифицирующее действия, неравномерность распределения порции по объему РТС. Проблема повышения производительности MAO СПП тел вращения и качества обработанной поверхности заключается в научном обосновании рациональных параметров РТС с учетом синергизма их параметров, обеспечивающих микрорезание постоянно обновляющимися режущими кромками зерен ФАП при реализации принципа самозатачивания. При этом принято допущение, что ФАЗ контактируют с обрабатываемой поверхностью по вершинам микронеровностей, которые являются концентраторами силовых линий МП.

На основании проведенного анализа выявлена необходимость:

- создания новых видов ФАП и СОТС, имеющих повышенные абразивные, магнитные, смазочные, охлаждающие и моющие свойства;
- установления механизма и методов активирования MAO СПП тел вращения;
- определения оптимальных параметров компонентов РТС, обеспечивающих синергизм их свойств и самоорганизацию процесса срезания неровностей поверхности;
- формирования топографии магнитного поля в зоне резания для обеспечения заданных геометрических и физико-механических свойств поверхностного слоя после MAO.

Сложность расчета МП для MAO СПП обусловлена нестационарностью градиента магнитного потока в рабочей зоне, вызванной его изменением в пространстве и во времени. На основе анализа цепных и полевых методов расчета магнитных систем установлено, что исследования пространственного распределения магнитного потока в рабочем

зазоре сложного профиля целесообразно проводить как математическим моделированием, так и компьютерным моделированием с использованием программы Femm, а также экспериментальными методами для решения осесимметричных задач [9]. Это аргументировано тем, что цепные методы расчета обеспечивают большую погрешность, поскольку модель трехмерного МП заменяется упрощенной. Аналитические методы требуют трудоемких вычислений, а в ряде случаев их применение невозможно. Результат решения системы уравнений Максвелла был определен выбором граничных условий при том, что модельное решение имеет большое количество ограничений и подразумевает ряд допущений, поэтому полученные результаты являются оценочными. Однако установление напряженности магнитного поля H в любой точке рабочего зазора обеспечивает одинаковый диапазон значений магнитной индукции B на каждом локальном участке, что позволяет определить пространственное расположение магнитного потока в рабочем зазоре и рациональную конструкцию магнитопровода в зависимости от выбранной технологической схемы обработки.

Численное решение полученных дифференциальных уравнений второго порядка в частных производных осуществляли методом конечных элементов с использованием программных комплексов Femm 4.2. Это позволяет получить более точные зависимости величин градиента магнитной индукции от геометрической формы и размеров рабочего зазора, существенно сократить сроки разработки конструкций магнитных систем. Также были проведены исследования пространственного распределения магнитного потока в рабочем зазоре с использованием экспериментальных методов для решения осесимметричных задач. Полученные результаты этих исследований позволили установить, что наиболее действенным способом изменения плотности магнитного потока в рабочем зазоре является регулирование межполюсного расстояния, что обеспечивает самоформирование в рабочем зазоре режущего контура абразивной «щетки» адекватно заданной форме обрабатываемой поверхности.

Распределение магнитного поля ЭМС в виде двумерной модели, развернутой в пространстве, представлено на рис. 1.

В области плоского зазора наибольшая концентрация линий магнитной индукции достигается в его средней части между поверхностью разрыва магнитопровода и максимальным диаметром неполной сферы исследуемого образца (0,74 Тл). На верхней и нижней границах рабочего зазора величина магнитной индукции у поверхности разрыва магнитопровода составляет величину (0,16–0,18) Тл. Изменение рабочего зазора на два порядка (от 0,5 мм до 5 мм) существенно уменьшает величину поля до 0,05 Тл. В пространстве вне рабочего зазора происходит выпучивание магнитного потока, заключающееся в вытеснении магнитного потока из рабочего зазора и образовании флокуляции, величина которой равна 0,13 Тл, что достигает порядка 15 % от общей величины магнитного потока (рис. 1, а).

В эквидистантном зазоре (рис. 1, б) наблюдается достаточно равномерное распределение магнитного поля по радиусу объекта и низкий уровень образования флокул за границами рабочего зазора. Сближение полюсов электромагнита и образующей сферической поверхности ограничивается длиной цепочек, создающих необходимую магнитодвижущую силу. Распределение магнитной индукции при зазоре 0,5 мм и 5 мм составляет значения 0,69 Тл и 0,071 Тл соответственно.

При использовании встречно направленных асимметрично серповидных наконечников (рис. 1, в) величина магнитной индукции на поверхности разрыва магнитопровода у верхней границы рабочего зазора составляет 0,57 Тл, на нижней – 0,83 Тл, в средней части – 0,72 Тл. При величине рабочего зазора $\delta = 1$ мм происходит наиболее равномерное распределение магнитного поля в рабочей зоне (от 0,83 Тл до 0,33 Тл). При увеличении зазора до 5 мм наблюдается плавное уменьшение магнитной индукции от 0,83 Тл до

0,25 Тл. В пространстве вне рабочего зазора происходит выпучивание магнитного потока, заключающееся в его вытеснении из рабочего зазора и образование флюкуляции, величина которой равна 0,07 Тл, что составляет около 7 % от общей величины магнитного потока.

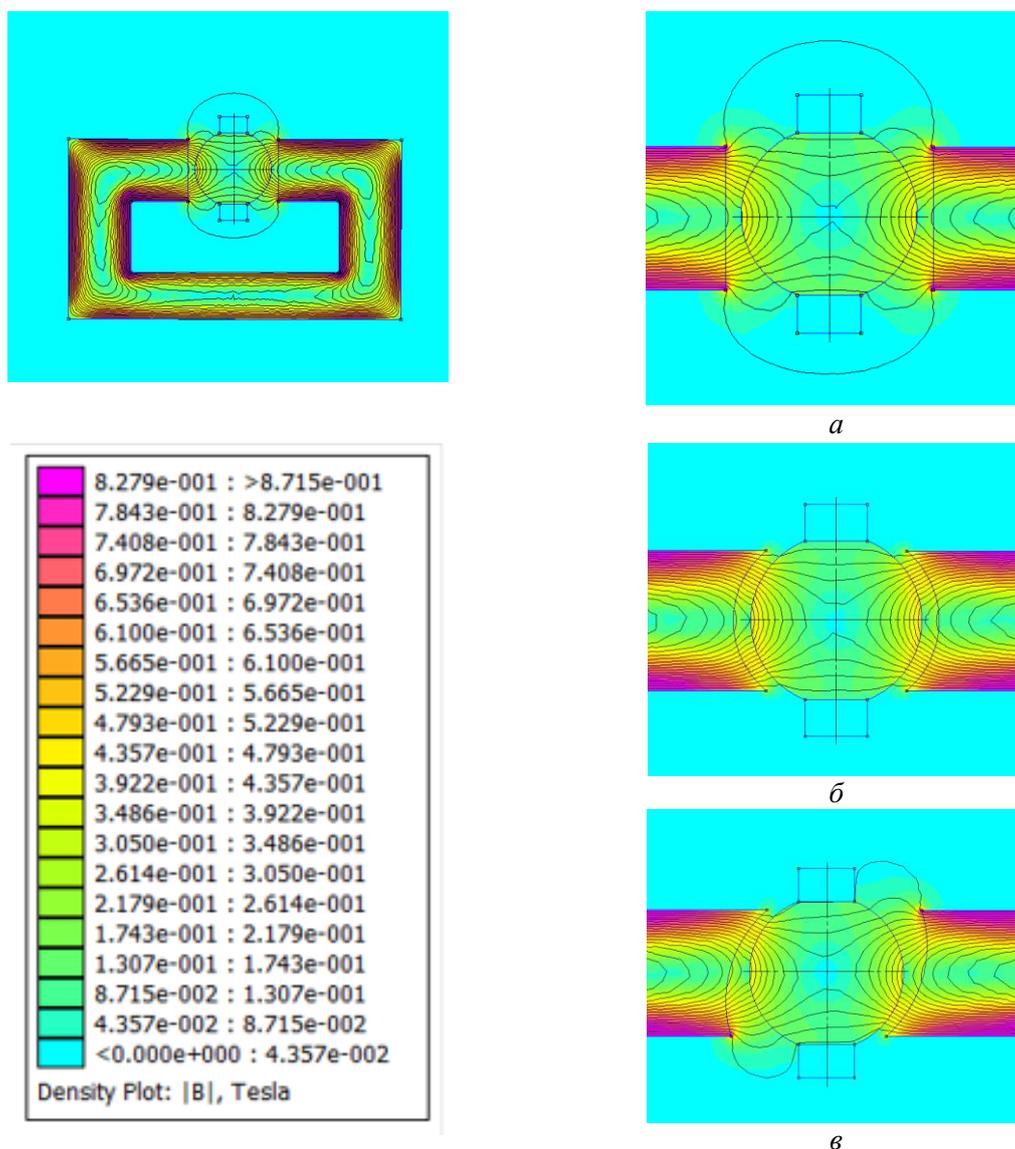


Рис. 1. Топография МП в рабочем зазоре при МАО наружных сферических поверхностей:
a – плоский; *б* – эквидистантный; *в* – серповидный

Концентрации градиента магнитной индукции оказывают влияние на стружкообразование. Экспериментально установлено, что оптимальные условия стружкообразования при размерности зерен ФАП $\Delta = (160 / 125)$ мкм обеспечивают глубину резания (0,28–0,51) мкм при величине магнитной проницаемости РТС в зазоре (8–20) мГн/м. Экспериментально подтверждено увеличение режущей способности ФАП, при котором (60–75) % вытесняемого ферроабразивным зерном металла переходит в микростружку, что вызвано действием теплового эффекта, возникающего от индукционных токов в тонком поверхностном слое обрабатываемого материала (рис. 2). В результате исследования процесса микрорезания единичным зерном выявлено, что глубина царапины при наложении магнитного поля увеличивается в (1,5–1,6) раза.

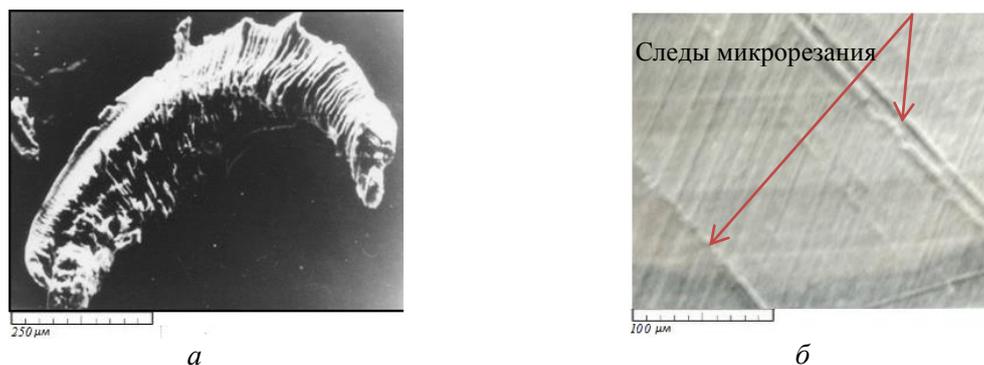


Рис. 2. Форма стружек (x250) (а) и следы микрорезания (x100) (б) после МАО

Одновременно абразивному резанию способствует снижение предела текучести материала, связанное с проявлением магнитоэластического эффекта [10]. Проведенные исследования стружкообразования при МАО показали, что критерием использования геометрических фигур в качестве моделей ФАЗ должна быть форма режущей кромки. Анализ формы ФАЗ, полученных методом распыления состава, показывает, что наибольшей степенью взаимодействия зерна и обрабатываемой СПП обладают форма в виде эллипсоида вращения. Установлена зависимость между величиной площади поперечного сечения зерна S , глубиной его внедрения h , радиусом округления режущей кромки ρ и углом ε при вершине:

$$S = 0,179 \times h^{0,896} \times \rho^{0,567} \times \varepsilon^{0,508}. \quad (1)$$

Экспериментально установлено, что наиболее эффективными для МАО СПП являются ФАП с ферромагнитной матрицей, полученные методом распыления и покрытые прочной химически инертной абразивной оболочкой, а также содержащие включения тугоплавких карбидов, оксидов, боридов. Показатели магнитной проницаемости таких ФАП превышают 6,5 мкГ/м, абразивная способность достигает уровня (5–10) мг/(см²·мин), что позволяет обеспечить их проникновение в труднодоступные участки СПП тел вращения для достижения требуемых показателей производительности и качества процесса МАО.

На удаление выступов неровностей существенное влияние оказывают СОТС. В настоящее время для МАО сложнопрофильных поверхностей в качестве СОТС применяют эмульсии на основе эмульсолов ЭТ, ЭГТ, Э–2. Однако наличие грубодисперсной (10⁻¹–1) мм фазы таких эмульсий приводит к быстрому прекращению фильтрации СОТС ферроабразивной «щетки», сопровождающемуся разрушением ФАЗ, полученных «керметной технологией» и образованием субстрата, состоящего из субмикронных ферромагнитных частиц Fe определенной концентрации и срезаемой стружки. Подобное разрушение приводит к резкому повышению центров кристаллизации масляных глобулей, и парафинированные масляные глобули выпадают в виде тонкодисперсной и объемной взвеси, осаживаемой на микрорельефе зерен ФАП, что уменьшает режущую способность. Альтернативой эмульсолам ЭТ, ЭГТ, Э–2 предложены синтетические СинМА–1 и СинМА–2 ТУ 38.5901176–91, изготовленные на основе ПАВ и синтетических жирных кислот, но они не обеспечивают такой производительности, как эмульсии. При этом наблюдается повышенный износ зерен ФАП. Размер дисперсной фазы частиц синтетических СОТС (СинМА–1) составляет (10⁻⁴–10⁻⁶) мм, полусинтетических – (10⁻²–10⁻³) мм, масляных (ЭГТ, Э–1, Э–2) – (10⁻¹–1) мм соответственно. Проведенный расчет величины пор в ферроабразивной «щетке» с размерностью зерен (0,1–0,16) мм показывает, что не-

возмущенный диаметр поперечного сечения порового канала не превышает 0,02 мм. Поэтому в качестве СОТС для МАО СПП рекомендуется применять полусинтетические СОТС, диапазон значений кинематической вязкости которых составляет (30–40) сСт, а в их составе имеется (5–10 %) нефтяных масел. Созданы новые виды полусинтетических СОТС с применением сульфатированной соли лауриновой кислоты $C_{12}H_{25}SO_4Na$, мас. % (55–60), что позволяет получить необходимый комплекс свойств по причине высокой стойкости пенного столба. Результаты испытаний показали высокую эффективность при обработке деталей из подшипниковой стали. Вторым вариантом заключается в создании лигносульфонатного компонента, мас. % 10, в базовой структуре СОТС, обладающего высокой реакционной способностью. Проведенные испытания МАО стали 20 показали высокую эффективность СОТС с наличием лигносульфонатного компонента при уменьшении расхода СОТС на 20 % соответственно. Проведенные испытания данного вида СОТС показали, что производительность процесса МАО алюминиевых сплавов АЛ–6 и Д16 в среднем на 1,5 и 1,6 раза выше, чем СинМА-1.

Кроме влияния каждого компонента РТС на результаты МАО, экспериментально установлено проявление эффектов их взаимодействия, заключающихся в том, что изменение некоторого технологического параметра одного компонента РТС приводит к самоорганизованному изменению технологических параметров других компонентов РТС, что в конечном итоге приводит к изменению в целом свойств РТС. На основе анализа экспериментальных данных по выявлению эффектов взаимодействия в качестве управляющих факторов при МАО определены обобщенные параметры компонентов РТС (таблица). Градиент магнитной индукции B определяет силовое воздействие МП на ФАЗ по величине и направлению, а время обработки t – продолжительность этого воздействия; магнитная проницаемость μ и микротвердость HV абразива связаны с магнитными свойствами ФАП и режущей способностью ФАЗ; вязкость СОЖ γ ; водородный показатель (кислотность) pH характеризуют технологические свойства СОТС.

В результате проведенных исследований получены уравнения регрессии в нормированных координатах (2) и (3), определяющие зависимости шероховатости поверхности Ra , мкм и производительности процесса МАО ΔG , мг/(см²·мин) от управляющих технологических факторов, что позволило установить синергический эффект взаимодействия компонентов РТС при МАО беговых дорожек шариковых подшипников и определить относительный вклад каждого из физических управляющих факторов: в повышение производительности (ΔG , мг/(см²·мин) при двухфакторных взаимодействиях ($\mu \cdot HV$ – 9 %, $\mu \cdot pH$ – 6,5 %) и трехфакторных ($B \cdot \mu \cdot pH$ – 7,5 %, $B \cdot \mu \cdot HV$ – 4 %); в достижение требуемой шероховатости поверхности ($Ra = 0,1$ мкм) – при двухфакторных взаимодействиях ($\mu \cdot HV$ – 8,2 %, $\mu \cdot pH$ – 4 %) и трехфакторных ($B \cdot \mu \cdot pH$ – 5 %, $HV \cdot \gamma \cdot t$ – 3,8 %), рис. 3.

Оценка относительного вклада факторов МАО показала, что количественно синергический эффект в результате их взаимодействия составляет для шероховатости обработанной поверхности (Ra , мкм) – 46,8 % и для производительности (ΔG , мг/(см²·мин) – 45,9 %. Относительный суммарный вклад одиночных факторов имеет численное значение – для шероховатости (Ra , мкм) – 29,1 %, а для производительности (ΔG , мг/(см²·мин) – 48,2 %. Взаимное влияние или синергия компонентов РТС состоит в том, что МП осуществляет формирование цепочечной структуры ферроабразивной «щетки», что определяет давление на ФАП и приводит к деформированию срезаемого слоя обрабатываемой поверхности. Воздействие СОТС проявляется в смачиваемости и охлаждении обрабатываемой поверхности, нагреваемой при возникновении пинч-эффекта, что, в свою очередь, повышает пенообразующую способность СОТС и ее проникающую способность в поровое пространство ферроабразивной «щетки». ФАП определяет степень увеличения магнитной проницаемости рабочего зазора как зоны на границе двух сред.

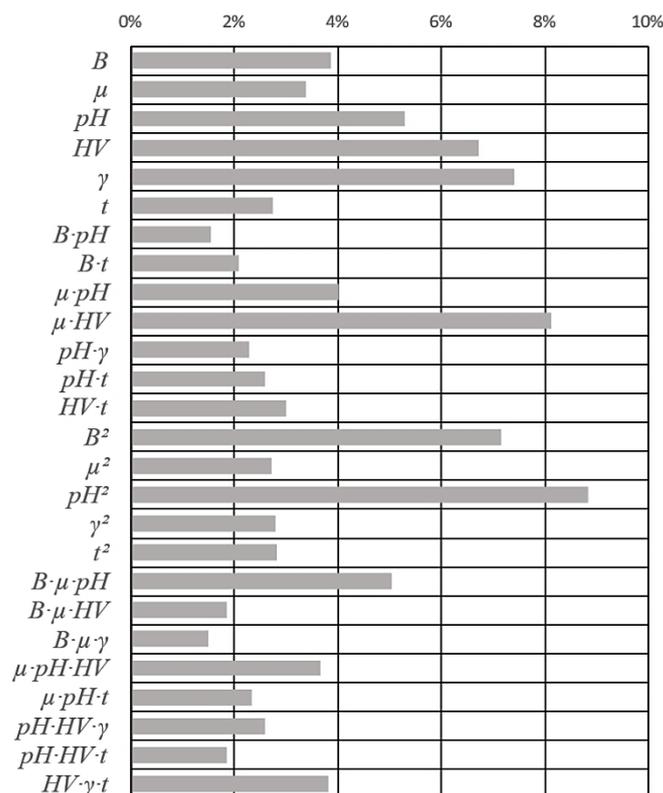


Рис. 3. Относительный вклад факторов МАО и их взаимодействий в изменение шероховатости обработанной поверхности в процессе МАО

$$\begin{aligned}
 Ra = \exp(-2,3649 - 0,0831X_1 + 0,0729X_2 - 0,1139X_3 + 0,1450X_4 + 0,1597X_5 + \\
 + 0,0591X_6 - 0,0332X_1X_3 - 0,0448X_1X_6 + 0,0869X_2X_3 - 0,1752X_2X_4 + \\
 + 0,0493X_3X_5 - 0,056X_3X_6 - 0,0648X_4X_6 + 0,154X_1^2 + 0,0587X_2^2 + \\
 + 0,1904X_3^2 + 0,0601X_5^2 + 0,0609X_6^2 + 0,1088X_1X_2X_3 - 0,0401X_1X_2X_4 - \\
 - 0,0322X_1X_2X_5 - 0,0788X_2X_3X_4 + 0,0502X_2X_3X_6 - 0,0561X_3X_4X_5 + \\
 + 0,0398X_3X_4X_6 - 0,0823X_4X_5X_6,
 \end{aligned} \tag{2}$$

$$\begin{aligned}
 \Delta G = \exp(-1,3527 + 0,0976X_1 + 0,1457X_3 - 0,0522X_4 + 0,0542X_6 - \\
 - 0,025X_1X_2 - 0,0213X_1X_3 - 0,0383X_1X_4 - 0,0288X_1X_5 - 0,0415X_2X_3 + \\
 + 0,063X_2X_4 - 0,0215X_2X_6 - 0,0438X_1^2 - 0,0567X_1X_2X_3 - 0,0286X_1X_2X_4.
 \end{aligned} \tag{3}$$

Выявлено, что по степени влияния как на отдельные параметры, так и на их совокупность в порядке убывания значимости технологические факторы МАО располагаются в ряды (4) и (5), которые показывают, что влияние технологических факторов на производительность (G) аналогично влиянию на шероховатость (Ra).

$$\Delta G: pH \rightarrow B \rightarrow t \rightarrow HV, \tag{4}$$

$$Ra: \gamma \rightarrow HV \rightarrow pH \rightarrow B \rightarrow \mu \rightarrow t. \tag{5}$$

Порядок значимости основных технологических факторов показывает, что на характеристики тонкой кристаллической структуры (σ_1 , σ_{II} и D), обеспечивающие рост физико-механических и эксплуатационных свойств СПП тел вращения, наибольшее влияние оказывает зернистость порошка. Математико-статистические модели активированного процесса MAO, которые были получены центральным композиционным ротатабельным униформ-планированием экспериментов, обеспечили установление рациональных диапазонов технологических параметров. Путем оптимизации основных параметров как механизма самоорганизации, которые описываются регрессионными моделями, основанными на многофакторном планировании экспериментов, получены рациональные диапазоны режимов обработки, что приводит к не хаотичному расположению зерен ФАП, а по строго ориентированным цепочкам. Осуществление процесса микрорезания постоянно обновляющимися режущими кромками зерен ФАП на основании предлагаемых режимов MAO обеспечивает интенсификацию массы срезаемого металла и качества обработки. Установлено, что для повышения производительности G необходимо применять следующие значения технологических режимов: $B > 0,8$ Т, $A > 2$ мм, $V > 0,25$ м/с, $V_p = 2-4$ м/с; для снижения шероховатости обработанной поверхности Ra: $V_o = 0,6-1,0$ м/с, $V_p = 2-4$ м/с, $t = 40-70$ с, $Ra_o = 0,4-0,8$ мкм. Использование рациональных режимов технологических параметров, обеспечивающих компромиссный вариант сочетания максимальной производительности обработки и минимальной шероховатости поверхности при комплексном воздействии компонентов РТС, приводит к самоорганизации цепочек зерен ФАП, которые производят целенаправленное микрорезание при реализации принципа самозатачивания. Установлено, что формирование микрорельефа поверхности при MAO определяется комплексным воздействием магнитного, абразивного и физико-химического факторов, состоящем в проявлении магнитно-пластического эффекта, возникновении индукционных токов, инициируемых воздействием МП, и образовании окисных пленок.

Первоначально изменение высоты микронеровностей характеризуется их резким уменьшением, которое осуществляется преимущественно абразивным резанием. На последующей стадии уменьшение высоты микронеровностей происходит путем сглаживания вершин микровыступов, сформированных в период абразивного резания и удаления окисных пленок. Снижение высоты микронеровностей и увеличение радиуса их округления не сопровождается изменением их шага, микрорельеф поверхности характеризуется шероховатостью $Ra = (0,02-0,08)$ мкм. Сформированный MAO слой отличается уменьшением микротвердости по мере удаления от поверхности и повышением микротвердости, по сравнению с исходной, до 20 % при глубине ее распределения (20–40) мкм. Металлографическим анализом установлено, что содержание остаточного аустенита в поверхностном слое, составляющем (50–100) мкм, снижается в среднем в 1,4 раза по сравнению с результатами MAO СПП, полученных другими исследователями. Рентгеноструктурные исследования показали, что при MAO СПП осуществляется увеличение остаточных сжимающих напряжений по сравнению с результатами, полученными другими исследователями, в среднем на 30 %.

В результате испытаний на износостойкость образцов из легированных сталей установлено, что после MAO СПП коэффициент трения уменьшается на (15–20) %, а средняя интенсивность изнашивания составила $8,2 \cdot 10^{-8}$ мкм/км. В ходе исследований установлено, что образцы СПП, обработанные MAO, после 288 часов коррозионных испытаний, имели покрытие продуктами коррозии только на 61 % в отличие от образцов – после токарной обработки, термообработки и шлифования, процент покрытия продуктами коррозии которых составил 93, 82, 73 соответственно, что показывает повышение

износо- и коррозионной стойкости СПП при использовании МАО. На основании проведенных исследований разработана технология ГФУЛ 202001.00.00.000 МАО шарового пальца автомобиля МАЗ, что повысило производительность обработки на 20 %.

Заключение. 1. В результате компьютерного моделирования топографии МП в рабочем зазоре при МАО СПП получена двумерная графическая модель с отображением величины градиента магнитной индукции, позволяющая выявить градиентные зоны концентрации магнитной индукции. Экспериментально подтверждено увеличение режущей способности ФАП, 60–75 % вытесняемого ФАЗ металла переходит в микростружку, что вызвано действием теплового эффекта, возникающего от индукционных токов в тонком поверхностном слое обрабатываемого материала.

2. Предложены новые составы СОТС, повышающие производительность МАО СПП в 1,5–2 раза и уменьшающие шероховатость обрабатываемой поверхности в 2,5–3 раза.

3. Установлен синергический эффект взаимного влияния параметров градиента магнитной индукции, магнитной проницаемости ФАП и свойств СОЖ при МАО СПП и определен его вклад в обеспечение шероховатости обработанной поверхности (R_a , мкм) – 46,8 % и для производительности (ΔG , мг/(см²·мин) – 45,9 % и приведено физическое толкование полученных результатов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Радзевич, С. П. Формообразование сложных поверхностей на станках с ЧПУ / С. П. Радзевич. – Киев : Вища школа, 1991. – 192 с.

2. Витязь, П. А. «Индустрия 4.0»: от информационно-коммуникационных и аддитивных технологий к самовоспроизведению машин и организмов / П. А. Витязь, М. Л. Хейфец, С. А. Чижик // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2017. – № 2. – С. 54–72.

3. Акулович, Л. М. Магнитно-абразивная обработка сложнопрофильных поверхностей деталей сельскохозяйственных машин / Л. М. Акулович, Л. Е. Сергеев. – Минск : БГАТУ, 2019. – 272 с.

4. Данилов, В. А. Формообразующая обработка сложных поверхностей резанием / В. А. Данилов. – Минск : Наука и техника, 1995. – 264 с.

5. Энциклопедия машиностроения. Т. III. Технология изготовления деталей машин / А. М. Дальский [и др.]. – Машиностроение, 2000. – Т. 3. – 420 с.

6. Маляренко, А. Д. Технологические основы управляемого формообразования / А. Д. Маляренко, И. П. Филонов. – Минск : ВУЗ-ЮНИТИ БГПА, 1999. – 212 с.

7. Безъязычный, В. Ф. Технологические процессы механической и физико-химической обработки в авиадвигателестроении / В. Ф. Безъязычный [и др.] ; под общ. ред. В. Ф. Безъязычного. – М.: Машиностроение, 2007. – 538 с.

8. Акулович, Л. М. Влияние свойств рабочей технологической среды на шероховатость поверхности и производительность при магнитно-абразивной обработке / Л. М. Акулович, Л. Е. Сергеев, М. М. Дечко // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2022. – Т. 67. – № 1. – С. 39–48.

9. Милых, В. И. Автоматизированное формирование расчетных моделей турбогенераторов для программной среды FEMM / В. И. Милых, Н. В. Полякова // Электротехника и электромеханика. – 2015. – № 4. – С. 7–14.

10. Акулович, Л. М. Микрорезание абразивными зёрнами при магнитно-абразивной обработке / Л. М. Акулович, Л. Е. Сергеев // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер.фіз.-тэхн. навук. – 2015. – № 3. – С. 49–59.

Поступила 20.11.2023

Басалай Г. А.

**ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ
ФРЕЗЕРОВАНИЯ МАССИВА ГОРНОЙ ПОРОДЫ
ИСПОЛНИТЕЛЬНЫМИ ОРГАНАМИ ПРОХОДЧЕСКИХ КОМБАЙНОВ**

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

Выполнен анализ конструкций исполнительных органов двух основных типов проходческих и проходческо-очистных комбайнов, а также представлены результаты натурных экспериментов на проходческом комбайне с соосными роторами при его работе в условиях рудника разрабатываемого месторождения калийных солей, проведенных с целью определения нагрузок на зубках от сил сопротивления резанию породы, а также удельных затрат энергии на работу фрезерующих механизмов. Предложены основные направления повышения эффективности работы исполнительных органов проходческих комбайнов за счет модернизации фрезерующе-погрузочных механизмов, а также оптимизации процессов взаимодействия породоразрушающих элементов (зубков) с массивом горной породы.

Введение. Основным технологическим процессом при промышленной разработке Старобинского месторождения калийных солей подземным способом в Республике Беларусь за более чем полувековой период является механизированная отработка плодородных горизонтов проходческими и очистными комплексами машин с транспортированием горной породы по горным выработкам участковыми скребковыми и магистральными ленточными конвейерами к пунктам перегрузки в скипы шахтных подъемных машин. В этой связи, эффективность работы технологического комплекса машин и оборудования в рудниках определяется удельными энергозатратами, во-первых, на фрезерование массива горной породы исполнительными органами проходческих, проходческо-очистных и очистных комбайнов, во-вторых, на работу системы рудничного конвейерного транспорта. В настоящее время максимальные суммарные годовые объемы выдаваемой на земную поверхность горной породы из пяти рудников для ее дальнейшего обогащения на четырех солеобогатительных фабриках ОАО «Беларуськалий» составляют около 40 млн. тонн, из которой производят до 8,0 млн. т. высококачественных калийных удобрений. Следует отметить, что в энергетическом балансе добычи и обогащения полезного ископаемого до 80 % занимают затраты, сопровождаемые одновременным фрезерованием, транспортированием, подъемом на поверхность, отделением при обогащении и складированием пустой горной породы. Поэтому, все более остро ставятся задачи на ближайшую перспективу, в том числе, и в направлении повышения эффективности работы исполнительных органов проходческих комбайнов за счет модернизации фрезерующе-погрузочных механизмов, а также оптимизации процессов взаимодействия породоразрушающих элементов (зубков) с массивом горной породы.

Анализ исполнительных органов основных типов проходческих комбайнов. На рудниках ОАО «Беларуськалий» в основном технологическом процессе широко используются два типа проходческих комбайнов в подавляющем большинстве от отечественного производителя – ЗАО «СИПР с ОП» [1–4]. Они оснащены различными по конструктивному исполнению и принципу взаимодействия с массивом горной породы фрезерующими меха-

низмами. Комбайны выполняют в основном проходку транспортных, конвейерных и вентиляционных штреков арочной формы, а также сбоек между ними, при формировании шахтных полей для отработки плодородных пластов очистными комплексами.

Первый тип составляют современные проходческие комбайны КРП-3, в которых при однотипном комбинированном исполнительном органе с предыдущим поколением комбайнов типа ПКС-8 в виде соосно расположенных центрального трехлучевого ротора и наружного ротора (крестовины с ковшами), принципиальное изменение претерпел спаренный электромеханический привод соосных роторов, в котором используются отдельные трехступенчатые редукторы с двухступенчатыми планетарными передачами (рис. 1, а, б).

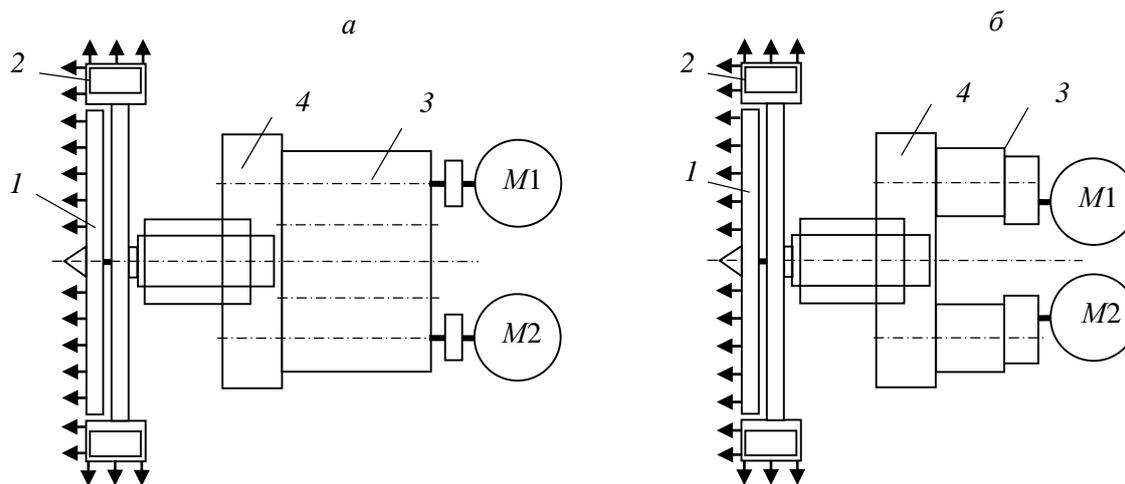


Рис. 1. Схемы двухмоторных приводов соосных роторов проходческих комбайнов:
 а – ПКС-8; б – КРП-3 [5]; 1 и 2 – центральный и внешний роторы;
 3 и 4 – редукторы привода

Основной исполнительный орган комбайна, т. е. центральный ротор и крестовина с ковшами оснащены по фронту основными породоразрушающими элементами, т. е. тангенциальными резцами (зубками) типа Д6.22, а по периферии ковшей – радиальными резцами типа ШБМ. Зубки Д6.22 конструктивно выполнены с твердосплавными вставками в виде цилиндрических стержней диаметром 14 мм, имеющих фронтальную клиновидную рабочую часть. По способу взаимодействия зубков Д6.22 с массивом породы исходя из конструкции их рабочих кромок и круговой траектории их движения как на центральном роторе так и на крестовине с ковшами можно констатировать, что в этом режиме происходит закрытое резание. В результате такого взаимодействия каждого зубка с массивом по фронту забоя формируется ширина полосы, равная трем слагаемым: ширина рабочей части зубка и две боковые треугольные зоны интенсивных сколов породы шириной до 1,3 относительно глубины резания (толщины стружки).

Ко второму типу относятся проходческо-очистные комбайны КПО-10,5 (КПО-8,5) со спаренными двухдисковыми планетарными механизмами фрезерования, выполненными по схеме перпендикулярно расположенных осей дисков в относительном и переносном их вращении (рис. 2). При этом оси переносного вращения дисков левого и правого механизмов параллельны. Диски комбайна работают на полный захват, т. е. ширина фрезерования равна внешнему диаметру диска по концам режущих кромок зубков. Это значит, что в секторах плавного входа и выхода зубков в зонах контакта с массивом породы образуется мелкая фракция. Следует также отметить, что фрезерование массива по

площади забоя ведется этими комбайнами с значительным перекрытием в его центральной части дисками левого и правого планетарных механизмов, что приводит к нежелательному увеличению содержания мелкой фракции в общей массе отбитой породы, и как следствие, увеличению удельных затрат энергии.

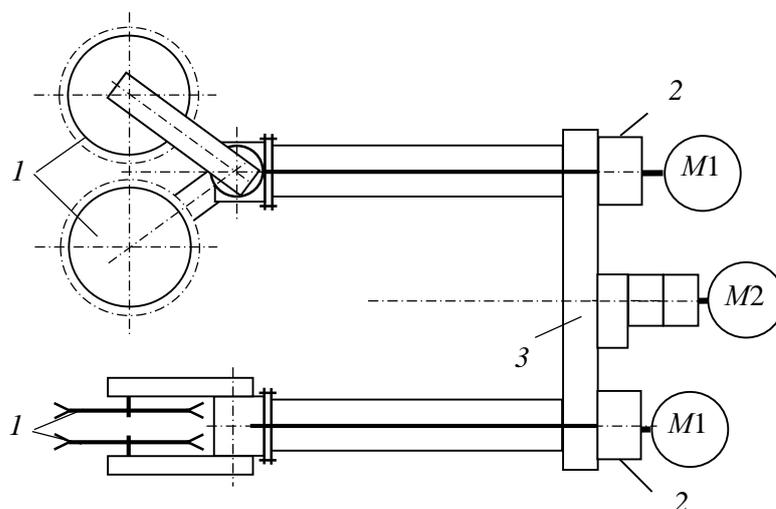


Рис. 2. Схема привода сдвоенного планетарно-дискового исполнительного органа проходческо-очистного комбайна:

1 – режущие диски левого и правого планетарных механизмов; 2 – приводы относительного вращения дисков; 3 – общий привод переносного вращения дисков

Диски планетарных механизмов оснащены тангенциальными резцами РКС-1, имеющими конусную рабочую кромку. Благодаря двойному вращательному движению зубков вместе с дисками в этом режиме происходит полуоткрытое резание, что обеспечивает снижение удельных затрат энергии на разрушение породы по сравнению с закрытым, как отмечалось выше при анализе исполнительного органа комбайна с соосными роторами.

В рассмотренных типах комбайнов бермовые фрезы выполняют двойную функцию – фрезерование массива породы по формируемой плоской форме штрека с одновременным перемещением шнеками сфрезерованной горной массы по почве выработки в поперечном направлении для эффективного зачерпывания ее ковшами наружного ротора или подачи ее в приемный люк скребкового конвейера.

Общим для двух типов комбайнов является то, что они работают в режиме расчетной подачи машины на забой с помощью гусеничного движителя, а также одновременной отработкой массива по всему контуру поперечного сечения.

Цель исследований – проведение серии натурных экспериментов на серийном проходческом комбайне в реальных горно-технологических условиях рудников и на их основе определение нагрузок на зубках, а также удельных затрат энергии на работу соосных роторов.

В результате проведения экспериментов на проходческом комбайне КРП-3-66/1140 при проходке подготовительных горных выработок на руднике 5РУ ОАО «Беларуськалий» получены значения токов и напряжений питания основных электродвигателей привода соосных роторов при фрезеровании зубками разрабатываемого массива горной породы в четырех режимах работы комбайна, характеризующихся различной скоростью подачи его на забой [6].

Исходя из принципиальной схемы расстановки зубков на роторах принято, что на формирование суммарного момента сопротивления фрезерованию породы оказывают влияние моменты сопротивления фрезерованию от каждого зубка, расположенного на

определенной линии резания разно удаленной от оси вращения роторов. Принимая во внимание то, что толщина стружки и ширина линии резания для всех зубков одинаковы, в первом приближении принято допущение, что и силы сопротивления резанию на всех зубках также одинаковы. Однако для более глубокого анализа следует учитывать, что кривизна траекторий, а также линейная скорость резания конкретного зубка существенно зависит от радиуса окружности, по которой проходит линия его резания. В свою очередь, и затраты энергии в единицу времени на каждом зубке следует определять с учетом их линейных скоростей резания.

Обработка данных, полученных при непосредственном измерении электрических параметров при работе комбайна в забое, выполнялась с использованием программы PowerGraph. Результаты расчета средней силы сопротивления резанию на каждом зубке при четырех скоростях подачи комбайна на забой представлены на рис. 3.

С учетом того, что на центральном роторе фрезерование горной породы обеспечивается в каждой из 15 линий резания одним зубком, то можно констатировать, что толщина снимаемого ими слоя (толщина стружки) в зависимости от указанных на графике четырех скоростей подачи комбайна на забой при частоте вращения ротора около 13,2 об/мин составила примерно 8, 10, 13 и 17 мм. На крестовине с ковшами при частоте вращения около 7 об/мин расположены по два зубка в линиях резания, поэтому с незначительным допущением можно считать, что толщина стружки также соответствует вышеуказанным значениям для зубков центрального ротора.

На рис. 4 представлена зависимость удельных затрат мощности на единицу объемной производительности от скорости подачи комбайна на забой. Из графика видно, что, как и следует из теории резания (фрезерования) горных пород, с увеличением толщины снимаемого слоя породы зубками силы сопротивления резанию на зубках возрастает, однако удельные затраты мощности на единицу объемной производительности существенно снижаются по экспоненциальному закону. Этот вывод следует учитывать при выборе рабочей скорости подачи комбайна на забой.

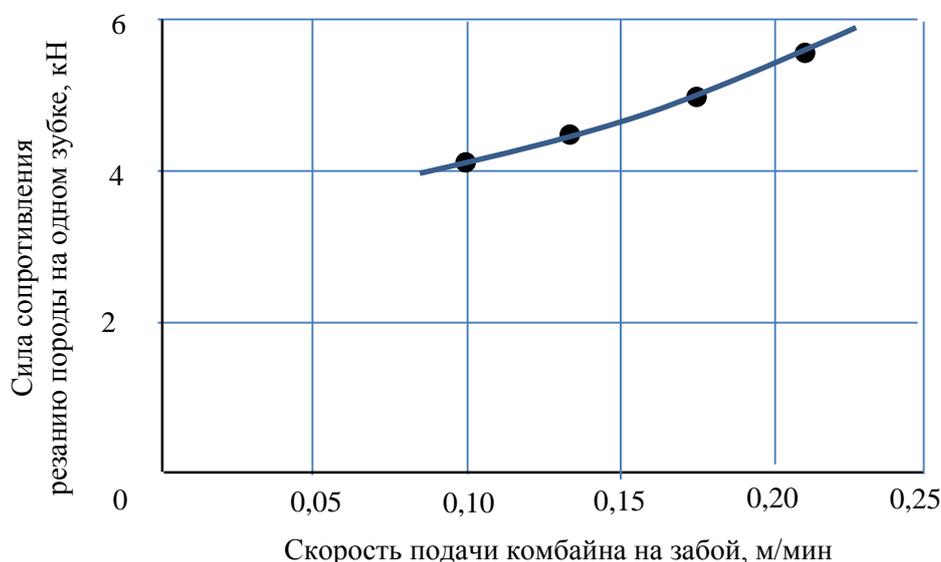


Рис. 3. Зависимость силы сопротивления резанию породы на одном зубке от скорости подачи комбайна на забой

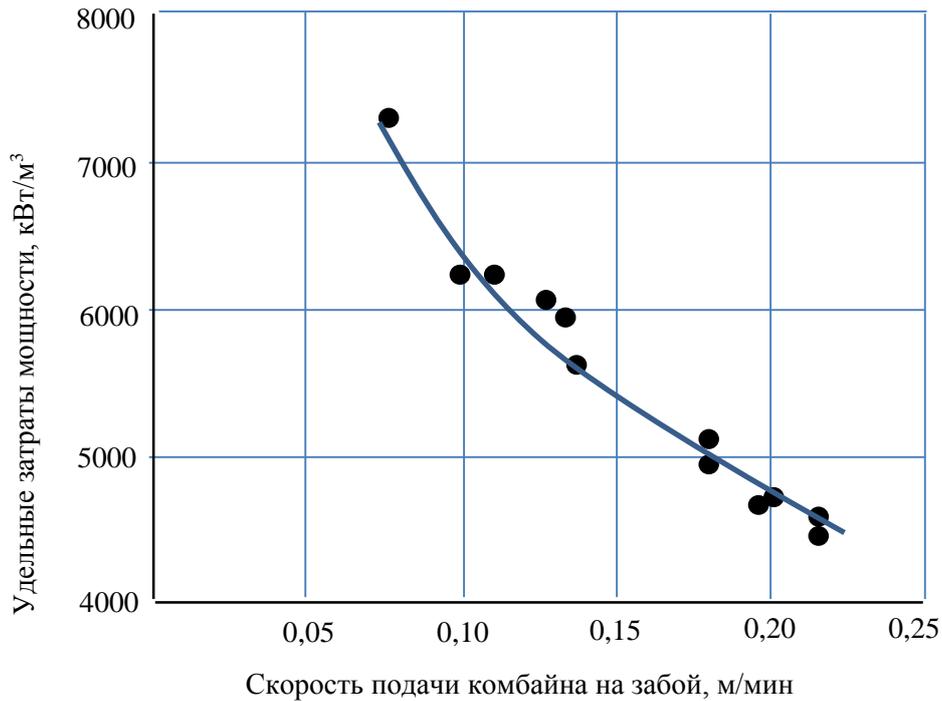


Рис. 4. Зависимость удельных затрат мощности на единицу объемной производительности от скорости подачи комбайна на забой

Основные варианты модернизации исполнительных органов.

1. Оптимизацию конструкции привода соосных роторов проходческого комбайна типа КРП-3 предлагается провести путем его модернизации по схеме одномоторного привода вместо двухмоторного, как показано на рис. 5. Для этого рекомендуется использовать электродвигатель мощностью 240 кВт вместо двух – по 132 кВт. Первая ступень 1 привода может быть выполнена в виде двухступенчатого цилиндрического редуктора с соосными ведущим и ведомым валами [7], или в виде двухступенчатой планетарной передачи. В результате, за счет упрощения кинематической схемы и исключения циркуляции мощности во внутренних контурах повысится КПД привода.

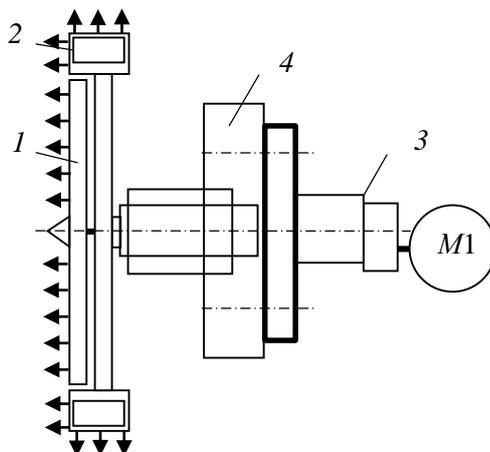


Рис. 5. Схема одномоторного привода соосных роторов:
 1 – центральная ступень привода; 2 – крестовина с ковшами; 3 – первая ступень привода;
 4 – распределительный редуктор второй ступени привода

2. С целью снижения удельных затрат энергии на фрезерование горной породы и увеличения производительности проходческо-очистного комбайна в его сдвоенном исполнительном органе, включающем левый и правый планетарные механизмы фрезерования, каждый из которых содержит основной редуктор и раздаточный редуктор, на корпусах раздаточных редукторов закреплены с возможностью поворота друг относительно друга две рукояти с режущими дисками, каждая рукоять снабжена дополнительными резцами, установленными в резцедержателях, закрепленных на рукояти, с возможностью осуществления опережающего снятия слоя породы по контуру внешних траекторий резцов режущих дисков, при этом режущие кромки дополнительных резцов расположены в плоскости, перпендикулярной осям переносного вращения рукоятей с режущими дисками [8].

3. Одним из рациональных вариантов модернизации сдвоенного планетарно-дискового исполнительного органа является также непараллельное расположение осей переносного вращения дисков левого и правого механизмов [9], что существенно уменьшает площадь центральной зоны забоя, в которой происходит фрезерование массива породы одновременно зубками дисков левого и правого механизмов.

Выводы.

1. В результате выполненных натурных экспериментов в реальных горно-технологических условиях рудника на проходческом комбайне при различной скорости подачи его на забой получены средние значения сил сопротивления резанию породы на одном зубке, а также удельные затраты мощности на работу роторов. С увеличением толщины снимаемого слоя породы зубками сила сопротивления резанию возрастает, однако удельные затраты мощности на единицу объемной производительности существенно снижаются.

2. Для повышения эффективности исполнительных органов проходческого и проходческо-очистного комбайнов предложены три варианта модернизации исполнительных органов. В первом случае достигается существенное снижение металлоемкости конструкции привода соосных роторов и увеличение его КПД за счет упрощения кинематической схемы.

Во втором варианте модернизации достигается более рациональный режим фрезерования горной породы дисками планетарных механизмов по периферийным зонам выработки за счет дополнительных зубков, установленных на рукоятях.

В третьем варианте с непараллельными осями переносного вращения дисков сдвоенного планетарного механизма обеспечивается существенное уменьшение центральной зоны забоя, в которой работают зубки левого и правого механизмов.

Таким образом, модернизация сдвоенного планетарно-дискового исполнительного органа по второму и третьему вариантам обеспечивает существенное уменьшение образования мелкой и пылевидной фракций и, одновременно, снижение удельных затрат мощности на единицу объемной производительности комбайна.

ЛИТЕРАТУРА

1. Смычник, А. Д. Технология и механизация разработки калийных месторождений : учеб. пособие / А. Д. Смычник, Б. А. Богатов, С. Ф. Шемет. – 2-е изд., доп. и перераб. – Мн. : Юнипак, 2005. – 224 с.

2. Горные машины : учебное пособие. В 2 ч. Ч. 2. Машины и комплексы для добычи полезных ископаемых / Г. В. Казаченко, В. Я. Прушак, Г. А. Басалай. – Минск : Вышэйшая школа, 2018. – 228 с.

3. Устройство и эксплуатация проходческого комбайна ПКС-8М / В. А. Данилов [и др.] ; под ред. В. Я. Прушака. – Мн. : Тэхналогія, 2010. – 175 с.

4. Горные машины. Практикум : учебное пособие. / Г. В. Казаченко, Г. А. Басалай, Г. И. Лютко. – Минск : Вышэйшая школа, 2020. – 200 с.

5. Привод соосных исполнительных органов проходческого комбайна. (ВУ) Полезная модель № 9587 (Е 21С 31/00) от 04.014.2013. Оpubл. БИ 30.10.2013. / В. Я. Прушак [и др.].

6. Басалай, Г. А. Удельные затраты энергии на работу соосных роторов проходческого комбайна / Г. А. Басалай. // Технологическое оборудование для горной и нефтегазовой промышленности : сборник трудов XXI МНТК «Чтения памяти Р. В. Кубачека», проведенной в рамках Уральской промышленной декады 6–7 апреля 2023 г. / под общ. ред. Ю. А. Лагуновой. – Екатеринбург УГГУ, 2023. – С. 21–25.

7. Привод исполнительного органа проходческого комбайна. (ВУ) Патент № 14177 (Е 21С 31/00) от 30.01.2009. Оpubл. БИ 30.08.2010 / Г. А. Басалай [и др.].

8. Планетарный исполнительный орган проходческо-очистного комбайна. (ВУ) Полезная мод. № 9284 (Е 21С 31/04) от 21.12.2012. Оpubл. БИ 30.06.2013 / Г. А. Басалай [и др.].

9. Привод спаренного планетарного исполнительного органа проходческо-очистного комбайна. (ВУ) Полезная мод. № 10189 (Е 21С 31/04) от 16.12.2013. Оpubл. БИ 30.06.2014 / Г. А. Басалай [и др.].

Поступила 2.11.2023

УДК 621.791

Веремейчик А. И.¹, Овчинников Е. В.², Онысько С. Р.¹, Сазонов М. И.¹,

Хвисевич В. М.¹, Хеук М. В.¹

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОВЕРХНОСТНОГО
ПЛАЗМЕННОГО УПРОЧНЕНИЯ ЛОКАЛЬНЫМ ИСТОЧНИКОМ ТЕПЛА
ИЗДЕЛИЙ ИЗ СТАЛИ 45**

1. Учреждение образования «Брестский государственный технический университет»,

Брест, Беларусь

2. Учреждение образования «Гродненский государственный университет

им. Я. Купалы», Гродно, Беларусь

На основе анализа результатов теоретических и экспериментальных исследований процесса поверхностного плазменного упрочнения изделий из стали 45, определены оптимальные энергетические параметры генератора плазмы плазменной установки, кинематические параметры источника плазмы, теплофизические характеристики поверхностного слоя металла, что позволяет усовершенствовать процесс упрочнения и создавать поверхностный слой металлоизделий с управляемыми механическими свойствами.

Введение. Повышение срока службы деталей машин и механизмов остается актуальным вопросом и в настоящее время. Для решения этой проблемы в машиностроительной отрасли применяются различные упрочняющие технологии, в которых используются термические методы упрочнения: объемная закалка, электронно-лучевые, катодно-дуговые, лазерные и плазменные методы.

Как показала практика, технология плазменного поверхностного упрочнения является наиболее доступной, рациональной, экономически и экологически эффективной по сравнению с другими технологиями упрочнения изделий концентрированными источниками нагрева где используется сложное и дорогостоящее оборудование, предъявляются высокие требования к его техническому состоянию [1]. Способы плазменного упрочнения, имея упомянутые достоинства, постоянно совершенствуются, что обусловлено необходимостью разработки новых методик для получения оптимальных характеристик

генераторов плазмы и режимов технологических процессов упрочнения изделий из различных материалов. В связи с этим дальнейшее совершенствование технологий плазменного упрочнения в настоящее время является актуальной задачей [1–19].

Процесс поверхностного упрочнения осуществляется перемещением генератора плазмы постоянного тока с расчетной скоростью относительно рабочей поверхности детали, который генерирует плазменную дугу, взаимодействующую с поверхностью упрочняемой детали.

Анализ литературных источников показал, что исследователи уделяют большое внимание процессам упрочнения с помощью лазерного воздействия. Для способов упрочнения, где используются локальные источники тепла, особый интерес представляют исследования температурных полей в зоне нагрева, скоростей нагрева и охлаждения металла при движущемся источнике [20–23]. Согласно [1; 16], воздействие высококонцентрированных источников нагрева на поверхность стальных изделий приводит к структурным, фазовым и аллотропическим превращениям в металле. Исходя из этого изучение влияния тепловых процессов на формирование упрочненного поверхностного слоя с целью получения оптимальных прочностных и износостойких свойств, обусловленных этими превращениями, представляет практически важную задачу. Для анализа физико-механических параметров в поверхностном слое металла необходимо определить оптимальные режимы процесса упрочнения, которые зависят главным образом от характеристик генератора плазмы: тока и напряжения дуги; вида защитного и плазмообразующего газов; расстояния от среза сопла генератора плазмы до поверхности детали; скорости движения источника.

Постановка задачи. Для реализации метода поверхностного упрочнения стальных изделий создана экспериментальная установка, состоящая из роботизированного комплекса *Advercut K6090T* с разработанным к нему узлом крепления плазменного генератора (рис. 1).

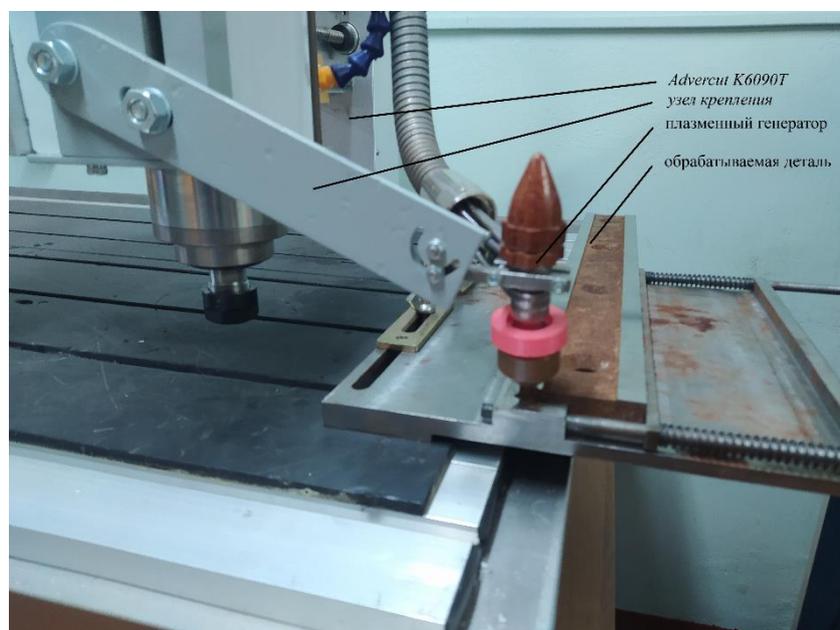


Рис. 1. Фрагмент экспериментальной установки для поверхностного плазменного упрочнения стальных изделий

Установка состоит из силового источника питания дуги 1, плазмотрона постоянного тока 2, устройства ВЧ-поджига дуги 3, упрочняемой детали 4 (рис. 2), а также систем газоснабжения плазмотрона аргоном, азотом и системы водоохлаждения. Силовой

источник питания обеспечивает горение дуги при напряжениях (14–35) В и токах дуги до 30 А. Поджиг дуги производится при помощи высоковольтного ВЧ-генератора, который подключен одним полюсом к катоду плазматрона, другим – к его соплу. Перед запуском устанавливаются заданные расходы рабочего газа (аргона) и защитного газа (азота), задается определенная скорость перемещения. Затем на плазматрон подается напряжение от силового источника и включается ВЧ-генератор, который обеспечивает пробой газового зазора между катодом и соплом. В этот момент сопло служит поджигающим электродом. По образовавшемуся искровому каналу развивается дежурная дуга между катодом и соплом. Ток дуги устанавливается в пределах (4–6) А и ограничивается переменным сопротивлением R (включено в электрическую цепь между соплом и анодом). Под действием потока аргона слаботочная дуга выдувается из плазматрона и замыкается на анод-деталь. Приложенное напряжение к плазматрону от силового источника обеспечивает загорание основной дуги между катодом и анодом, а дежурная дуга автоматически отключается.

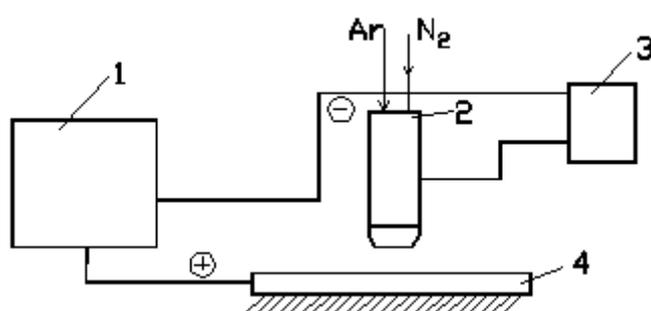


Рис. 2. Принципиальная схема установки для поверхностного упрочнения:
 1 – силовой источник питания; 2 – модернизированный плазматрон;
 3 – высокочастотный генератор; 4 – упрочняемая деталь

Аргон и азот подаются из баллонов высокого давления через редукторы и вентили. Измерение расходов газов осуществляется с помощью ротаметров *PM-0,63 ГУЗ*.

В результате скоростного локального нагрева поверхности детали плазменной дугой до высоких расчетных температур и дальнейшего охлаждения изделия, которое достигается высокоскоростным отводом тепла во внутренние его слои, в материале происходят структурные превращения. Так как объем нагреваемого под дугой металла мал, происходит быстрый отвод тепла в тело образца. Исследование скоростей нагрева и охлаждения в зависимости от режимов работы плазматрона проведены в работах [21; 22]. При воздействии высококонцентрированного источника тепла в зоне термического влияния образуется мартенситно-аустенитная структура. Следует отметить, что структурные превращения при плазменном упрочнении происходят в основном также, как и при объемной закалке, однако, высокие скорости нагрева и охлаждения приводят к увеличению плотности дислокаций и термонапряжений в кристаллической решетке, что существенно увеличивает твердость поверхностного слоя. Так [3], например, твердость стали при объемной закалке (48–53) HRC, закалке ТВЧ (51–56) HRC, плазменной закалке (54–59) HRC. Основное достоинство плазменной закалки заключается в существенном увеличении твердости приповерхностного слоя изделия и сохранении исходных свойств металла в его внутренних слоях, что повышает сопротивление усталости и изнашиванию детали, и что недостижимо при традиционных методах упрочнения. Отметим также, что глубина модифицированного слоя при воздействии плазменного источника нагрева варьируется в пределах (0,5–2,5) мм, ширина упрочняющей зоны – (5–15) мм [4]. Процесс плазменного упрочнения может осуществляться с оплавлением и без

оплавления поверхностного слоя. Во втором случае упрочненная зона не требует финишной обработки.

Проведены исследования вольт-амперных характеристик дуги при токах (7–30) А, при этом напряжение дуги составляет (14–35) В в зависимости от соотношения расходов аргона и азота.

Для исследования свойств упрочненного поверхностного слоя применялись металлографический, фазовый, рентгеноструктурный анализы. Шероховатость Ra поверхностного слоя определялась с помощью измерительного комплекса с лазерным сканированием *Mistral 070705* фирмы *Brown&sharpe* с программным обеспечением *PC-dmis PRO Software*, позволяющего производить контроль в 3D с предоставлением протоколов контроля (точность измерения 0,003 мм). Для определения влияния плазменной дуги на микроструктуру и свойства стали выполнен металлографический анализ образцов в форме параллелепипеда с нанесенной плазменной дорожкой.

Для определения оптимальных режимов термообработки, помимо экспериментальных исследований, использовались результаты численного решения задачи нестационарной теплопроводности при воздействии движущегося локального источника нагрева на основе разработанного алгоритма [22].

Результаты исследования процесса. Для совершенствования процесса поверхностной плазменной закалки в качестве материала выбрана сталь 45, свойства которой достаточно изучены при обработке лазером, микроплазменной дугой и другими методами [1–6]. Этот факт позволяет оценить достоверность результатов поверхностного плазменного упрочнения с помощью разрабатываемого метода. При термообработке осуществляется высокоскоростной нагрев с быстрым охлаждением, что приводит к упрочнению зоны нагрева, т. е. вследствие оговоренных превращений создается слой с высокой степенью дискретности мартенсита. Рассматриваемая сталь содержит менее 0,5 % углерода и при фазовых превращениях его кристаллы имеют форму пластин.

Выполнен микроструктурный анализ сталей при термообработке образцов с использованием аргона и азота в качестве защитных газов. Типичная микроструктура поверхностного слоя стали 45 при термообработке в защитной среде аргона приведена на рис. 3. Зона влияния плазменной струи имеет форму сегмента и по своему строению аналогична зоне влияния при термообработке стали лазером и электронным лучом.

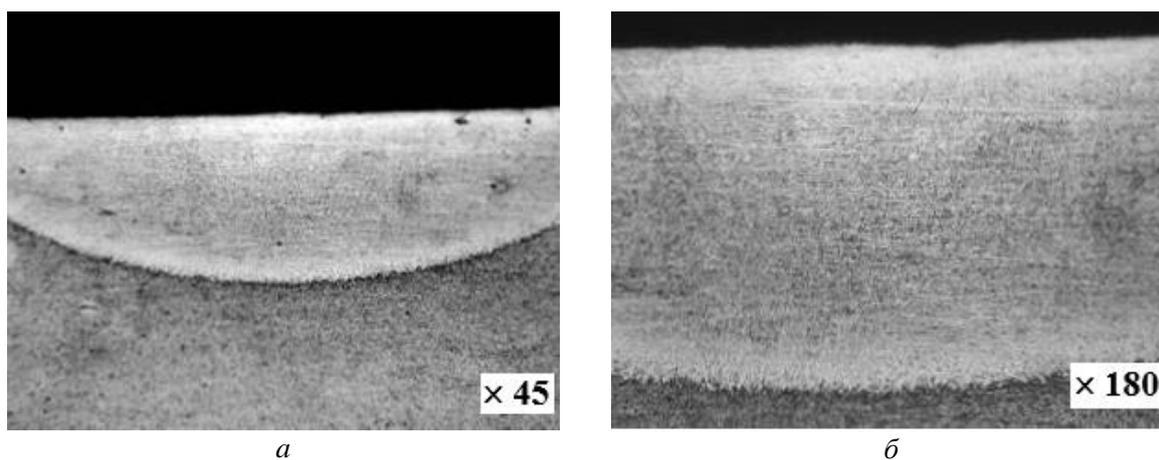


Рис. 3. Микроструктура стали 45 при термообработке в среде аргона: *a* – зона влияния плазменной струи; *б* – микроструктура зоны нагрева

Воздействие плазменной дуги на поверхность образца приводит к изменению микрогеометрии поверхности. При упрочнении в твердой фазе закалка металла происходит

без оплавления и шероховатость поверхности остается такой же, как и при механической обработке в исходном состоянии. Эксперименты показали, что поверхностное упрочнение сталей высококонцентрированным источником нагрева можно осуществлять с оплавлением и без оплавления поверхности (из жидкого состояния; в твердой фазе).

С помощью системы *Mistral 070705* построена топография поверхности образцов из стали 45 без оплавления и с оплавлением (рис. 4).

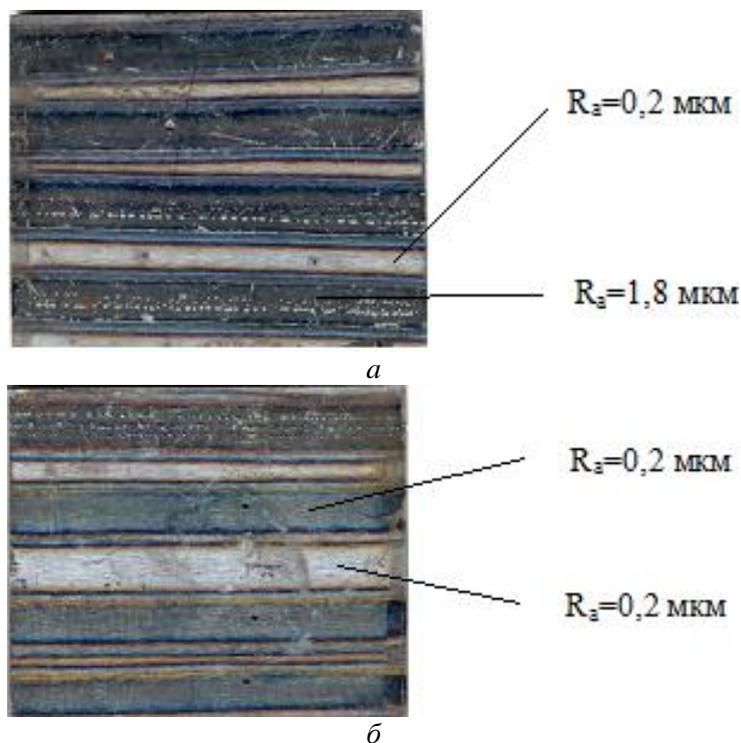


Рис. 4. Микрогеометрия поверхности образцов после термообработки:
 а – с оплавлением поверхности; б – без оплавления поверхности

На рис. 5 показано распределение микротвердости стали 45 по глубине упрочняющего слоя.

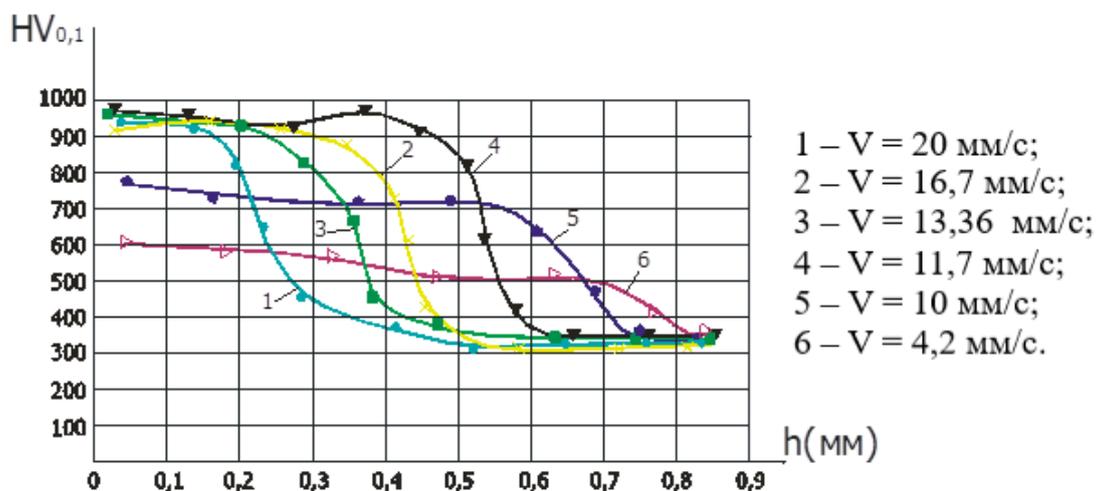


Рис. 5. Зависимости распределения микротвердости стали 45 по глубине поверхностного слоя

В табл. 1 указаны режимы плазменной закалки поверхности и результаты измерения микротвердости в точках по длине дорожки.

Таблица 1 – Режимы плазменной закалки и значения микротвердости

Номер дорожки	d , мм	h , мм	U , В	I , А	v , см/с	$G_{осн}(Ar)$, л/мин	$G_{защ}(Ar)$, л/мин	Микротвердость HV		
								слева (л)	центр (ц)	справа (п)
35	1,8	1,4	39	23	10	10	60	379,498	525,916	365,344
36			38	22	26	8	60	418,747	484,35	461,372
37			39	23	26	10	80	368,889	571,976	373,049
38			39	23	20	10	80	380,359	561,788	398,864
40			40	23	20	10	80	447,63	525,653	424,195
41			42	26	20	10	80	482,081	675,484	550,808
43			42	26	16	10	80	502,831	693,988	522,978
44			42	26	16	10	80	572,892	663,479	499,025
45			39	23	16	10	80	499,607	573,536	487,471

Примечание: d – диаметр сопла; h – расстояние от сопла до обрабатываемой поверхности; U – напряжение дуги; I – ток дуги; v – скорость движения источника нагрева; $G_{осн}(Ar)$ – расход основного газа; $G_{защ}(Ar)$ – расход защитного газа.

На рис. 6 показано распределение микротвердости стали 45 по ширине дорожки.

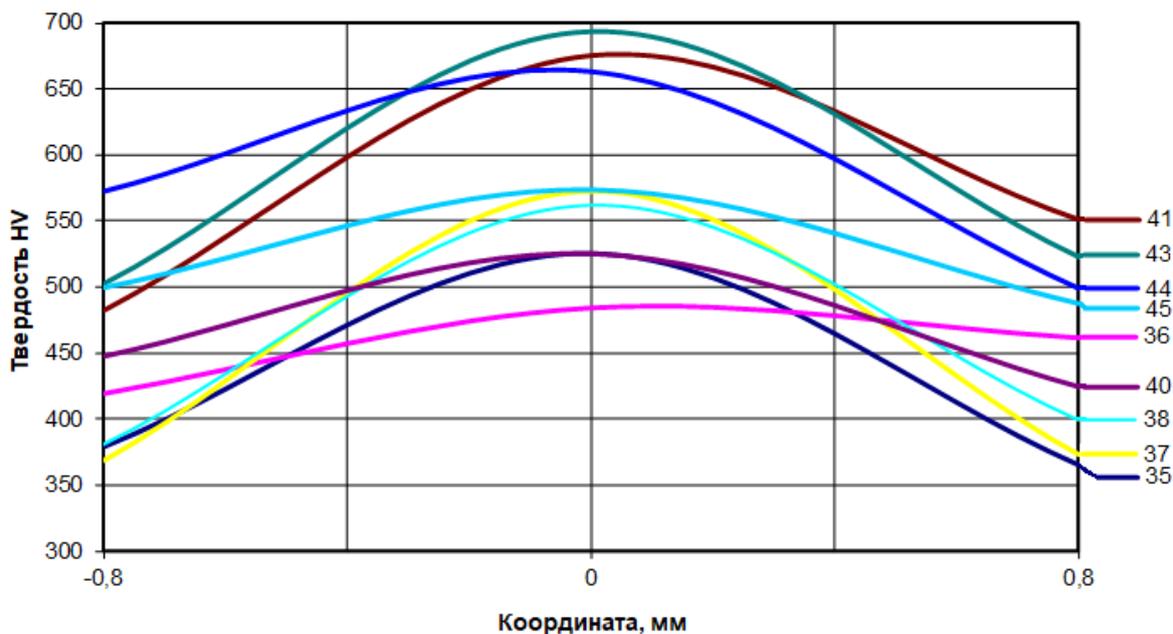


Рис. 6. Зависимости микротвердости стали 45 по ширине дорожки

На рис. 7 показана микроструктура поверхности упрочненной зоны образца в зависимости от режимов плазменной закалки. На каждой дорожке произведено девять замеров микротвердости. Точки промеров распределены по длине следующим образом: по три точки вначале участка (слева); по центру (центр); в конце участка (справа).

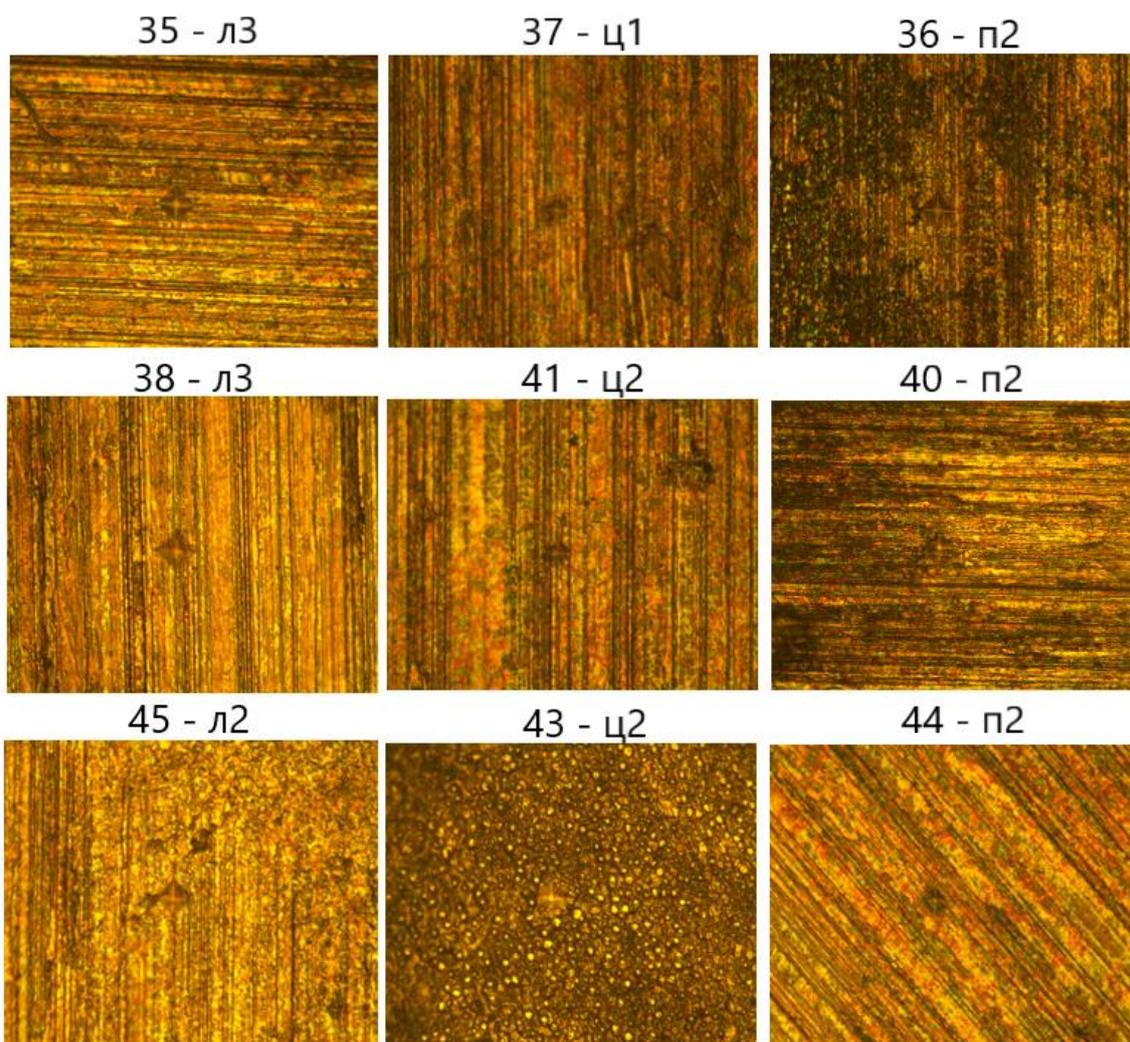


Рис. 7. Микроструктура поверхности упрочненной зоны

Анализируя профилограммы, можно заключить, что шероховатость поверхности порядка $Ra = 0,2$ мкм после механической обработки образцов сохраняется такой же и после обработки плазменной дугой.

Как видно из рис. 7, поверхность образца с оплавлением имеет сложный рельеф, обусловленный системой впадин и гребней. По результатам экспериментальных исследований установлено, что при закалке поверхности в твердой фазе целесообразно применить аргон в качестве защитного газа, который в меньшей степени, чем азот, обжимает дугу. В результате снижается плотность потока энергии, которую поглощает поверхность, и температура поверхностного слоя металла получается ниже температуры его плавления.

Согласно [12; 14], плазменная закалка сталей без оплавления поверхности является наиболее распространенной, т. к. обеспечивает сохранение необходимых качеств поверхности изделия (шероховатость), которые получены механической обработкой. В этом случае процесс поверхностной плазменной закалки используется как финишная операция. Необходимые значения твердости, размеры зоны воздействия струи и другие параметры можно регулировать в широких пределах. В случаях, когда для детали необходимо получить особенные эксплуатационные свойства или к шероховатости рабочей поверхности не предъявляются высокие требования, используют плазменную закалку с оплавлением поверхности.

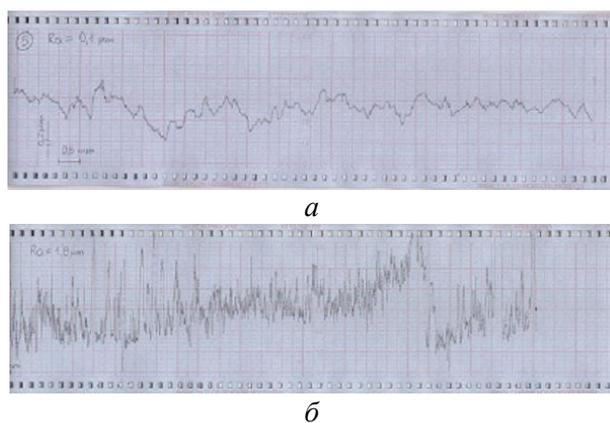


Рис. 8. Профилограмма поверхности образцов после термообработки:
a – без оплавления поверхности; *б* – с оплавлением поверхности

Большое влияние на изменение шероховатости поверхности оказывает ток дуги, скорость движения источника и объемы расхода газов. Эксперименты показали, что шероховатость поверхности в диапазоне (0,1–20) мкм для образцов из стали 45 можно получать, варьируя процентным отношением смеси защитных газов аргон/азот. Установлено, что при 30 % содержании азота и 70 % аргона в смеси термообработка происходит без оплавления поверхности, повышение же процентного содержания азота приводит к оплавлению поверхности (технологические параметры процесса: ток дуги $I = 26$ А, скорость перемещения источника $v = 11,7$ мм/с). Оплавление поверхности можно получить также, изменяя скорость движения источника при постоянстве других технологических параметров.

Заключение. По результатам исследований установлено:

- в процессе термообработки плазменным источником энергии за счет высоких скоростей нагрева и охлаждения в упрочняемой стали формируется поверхностный слой структура и свойства которого недостижимы для традиционных способов упрочнения (объемная закалка, ТВЧ и др.);
- достигается высокая производительность процесса;
- при упрочнении без оплавления не требуется финишной обработки рабочей поверхности детали;
- наименьшая шероховатость поверхности порядка 0,2 мкм получается при воздействии дуги в защитной 100 % среде аргона при $v = 11,7$ мм/с, $I = 26$ А;
- появление в упрочненном слое сжимающих напряжений и остаточного аустенита исключает процесс трещинообразования деталей;
- минимальные деформации деталей при термообработке позволяют повысить точность их изготовления;
- достигается высокий КПД нагрева по сравнению с другими методами термообработки;
- плазменная установка является мобильной, отличается простотой эксплуатации и обслуживания.

Таким образом, на основе экспериментальных исследований установлены зависимости между мощностью генератора плазмы, током и напряжением электрической дуги, объемами защитного и плазмообразующего газов. Получены зависимости микротвердости стали от режимов термообработки в области воздействия источника плазмы.

Результаты исследований послужили основой для совершенствования процесса упрочнения стали 45, управления механическими свойствами упрочненного поверхностного слоя и получения микротвердости (560–670) HV_{0,1}, что в 2,2 раза выше микротвердости исходного материала. Толщина упрочненного слоя может изменяться в зависимости от скорости упрочнения от 0,5 до 0,7 мм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Спиридонов, Н. В. Плазменные и лазерные методы упрочнения деталей машин / Н. В. Спиридонов, О. С. Кобяков, И. Л. Куприянов. – Мн. : Вышэйшая школа, 1988. – 155 с.
2. Плазменное поверхностное упрочнение / Л. К. Лещинский, С. С. Самотугин, И. И. Пирч, В. И. Комар. – Киев : Тэхника, 1990. – 109 с.
3. Сафонов, Е. Н. Поверхностное упрочнение деталей из стали и чугуна плазменной закалкой / Е. Н. Сафонов // М-во образования и науки РФ; ФГАОУ ВПО «УрФУ им. первого Президента России Б. Н. Ельцина», Нижнетагил. технол. ин-т (фил.). – Нижний Тагил : НТИ (филиал) УрФУ, 2014. – 28 с.
4. Сафонов, Е. Н. Плазменная закалка деталей машин: монография / Е. Н. Сафонов // М-во образования и науки РФ; ФГАОУ ВПО «УрФУ им. первого Президента России Б. Н. Ельцина», Нижнетагил. технол. ин-т (фил.). – Нижний Тагил : НТИ (филиал) УрФУ, 2014. – 116 с.
5. Поверхностное упрочнение инструментальных сталей и сплавов при нагреве высококонцентрированной плазменной струей / С. С. Самотугин, О. Ю. Нестеров, В. А. Мазур [и др.] // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2005. – № 3. – С. 23–28.
6. Шнайдер, Б. И. Микроплазменная обработка материалов / Б. И. Шнайдер. – Киев : Наукова думка, 1976. – 56 с.
7. Самотугин, С. С. Свойства инструментальных сталей при плазменном упрочнении с оплавлением поверхности / С. С. Самотугин, Н. Х. Соляник, А. В. Пуйко // Сварочное производство. – 1994. – № 11. – С. 20–24.
8. Алибеков, С. Я. Плазменное упрочнение деталей машин / С. Я. Алибеков, М. В. Шалагин, С. В. Сластихина, Е. В. Соловьева, Р. С. Сальманов // Вестник технологического университета. – 2013. – Т. 16, в. 17. – С. 218–219.
9. Коротков, В. А. Восстановление и упрочнение деталей и инструмента плазменными технологиями / В. А. Коротков, А. А. Бердников, И. А. Толстов. – Челябинск : Металл, 1993. – 144 с.
10. Балановский, А. Е. Плазменное поверхностное упрочнение металлов / А. Е. Балановский. – Иркутск : Изд-во ИрГТУ, 2006. – 180 с.
11. Влияние плазменно-дуговой обработки на структурные превращения и поверхностное упрочнение углеродистых и легированных сталей / Д. С. Ставрев, Л. М. Капуткина, С. К. Киров [и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1996. – № 9. – С. 16–19.
12. Веремейчик, А. И. Плазменные технологии как одни из основных технологий повышения эксплуатационных свойств металлоизделий / А. И. Веремейчик, М. И. Сазонов, В. М. Хвисевич // Механика. Научные исследования и учебно-методические разработки: междунар. сб. науч. тр. Белорусский государственный университет транспорта. – Гомель, 2008. – Вып. 2. – С. 6–12.
13. Сазонов, М. И. Теоретические и экспериментальные исследования процесса поверхностного плазменного упрочнения режущего инструмента / М. И. Сазонов, В. М. Хвисевич, А. И. Веремейчик, В. В. Гарбачевский // Вестник Брестского государственного технического университета. – Серия: Машиностроение. – Брест: БрГТУ, 2013. – С. 28–31.
14. Davis, J. R. Surface Hardening of Steels: Understanding the Basics / J. R. Davis // ASM International, Materials Park, Ohio, 2002. – 319 p.
15. Лахтин, Ю. М. Металловедение и термическая обработка металлов / Ю. М. Лахтин. – М. : Металлургия, 1983. – 359 с.
16. Влияние плазменно-дуговой обработки на структурные превращения и поверхностное упрочнение углеродистых и легированных сталей / Д. С. Ставрев, Л. М. Капуткина, С. К. Киров [и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1996. – № 9. – С. 16–19.

17. Сафонов, Е. Н. Закалка поверхностного слоя деталей машин плазменной дугой прямого действия / Е. Н. Сафонов, И. С. Дружинин, Н. В. Орлова // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2010. – № 9. – С. 23–30.

18. Поверхностное упрочнение сталей плазменной закалкой / В. А. Линник [и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1983. – № 4. – С. 2–4.

19. Коротков, В. А. Исследование влияния скорости охлаждения на качество поверхностного слоя при плазменной закалке / В. А. Коротков, С. П. Ананьев, А. В. Шакуров // Сварочное производство. – 2012. – № 3. – С. 23–27.

20. Немчинский, А. Л. Тепловые расчеты термической обработки / А. Л. Немчинский. – Л. : Судпром, 1953. – 106 с.

21. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов: Справочник / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, И. В. Зуев, А. Н. Кокора. – М. : Машиностроение, 1985. – 496 с.

22. Веремейчик, А. И. Температурное поле в ноже гильотинных ножниц при действии движущегося нормально-кругового источника нагрева / А. И. Веремейчик, В. М. Хвисевич, Б. Г. Холодарь // Новые технологии и материалы, автоматизация производства: сборник статей / Брестский государственный технический университет. – Брест : Издательство БрГТУ, 2022. – С. 188–193.

23. Веремейчик, А. И. Температурное поле в ноже гильотинных ножниц при локальной поверхностной плазменной закалке / А. И. Веремейчик, В. М. Хвисевич // Актуальные проблемы прочности: материалы междунар. науч. конф., г. Минск, 23–27 мая 2022 г. / под ред. В. В. Рубаник. – Минск : УП «ИВЦ Минфина», 2022. – С. 375–376.

Поступила 13.02.2023

УДК 621.793

Девойно О. Г., Рудницкий А. Ю., Володько А. С., Вегера И. И.

ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ ГАЗОПЛАМЕННЫМ НАПЫЛЕНИЕМ С ПОСЛЕДУЮЩИМ ИНДУКЦИОННЫМ ОПЛАВЛЕНИЕМ В РЕЖИМЕ ЗАКАЛКИ ИЗ ЖИДКОГО СОСТОЯНИЯ

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

В статье описана возможность использования метода оплавления с помощью ТВЧ с одновременной закалкой из жидкого состояния никелевых самофлюсующихся сплавов. В статье исследовались макрогеометрия поверхности, а также влияние режимов на трещинообразование в полученном покрытии и твердость поверхности. В работе приводится информация о влиянии режимов индукционной обработки на трещинообразование и на физико-механические свойства. В работе показана возможность использования метода ТВЧ с одновременной закалкой омытием струями воды из расплавленного состояния для оплавления покрытий из никелевого сплава. В статье констатируется, что, управляя режимами оплавления, можно изменять физико-механические свойства.

Введение. В настоящее время инженерия поверхности играет все более возрастающую роль в получении изделий с заданным уровнем поверхностных свойств [1]. Использование износостойких, коррозионностойких, жаростойких, химически стойких, электроизоляционных, теплоизоляционных и других видов покрытий позволяет резко сократить потери металлов, расход ресурсов на их возмещение и дает возможность повысить качество, надежность и долговечность машин и оборудования [2]. Это значительно сокращает себестоимость их обслуживания за счет снижения затрат на ремонтные работы, снижения количества запасных комплектующих, а также уменьшение простоя машин.

Вследствие чего обоснованно восстановление деталей и узлов с помощью методов газотермического напыления и оплавления.

Газотермическое напыление порошковых материалов представляет собой процесс образования на поверхности изделия покрытия из нагретых до плавления частиц распыляемого материала с использованием теплоты сжигания горючей смеси или теплоты дугового разряда в газовых средах [3].

Существующую технологию газотермического напыления в зависимости от применяемого источника тепловой энергии можно разделить на два основных вида: газопламенное напыление, при котором используется теплота, выделяющаяся при сгорании смеси горючего газа с кислородом, и плазменное напыление, где источником нагрева частиц порошка служит плазменный факел, образующийся при пропускании плазмообразующего газа через зону горения электрической дуги [3]. При этом газопламенное напыление обеспечивает возможность нанесения покрытий, изготовленных из металлов и полимеров, а также имеет невысокую стоимость оборудования для напыления [4].

Для формирования газотермических покрытий используют широкую гамму порошков, выпускаемых специализированным предприятием, среди которых представляют интерес самофлюсующиеся порошки [5]. Наиболее широкое распространение получили сплавы на основе никеля, которые представляют собой многокомпонентную систему *Ni-Cr-B-Si-C*. Данный порошок обеспечивает высокую износостойкость и коррозионную стойкость сплава, относительно небольшую температуру плавления сплава за счет образования в сплаве при оплавлении сложной легкоплавкой эвтектики системы *Ni-B-Si*, преимущественно $\gamma + Ni + Ni_3B$ [5]. Никелевые сплавы за счет своего химического состава после напыления предполагают операцию оплавления.

Наиболее распространенными методами оплавления являются: оплавление газопламенной горелкой, лазерное оплавление, оплавление в печи и высокочастотный индукционный нагрев, однако многие из них требуют охлаждения вместе с деталью. Так, при оплавлении газопламенной горелкой или в печи необходим объемный нагрев детали. Некоторые методы позволяют оплавливать детали без объемного нагрева. К таким методам можно отнести методы лазерной обработки и оплавления с помощью ТВЧ, при этом последний обеспечивает высокую производительность.

Никелевые сплавы являются структурно-чувствительными из-за чего режимы оплавления сильно влияют на их свойства. Например, лазерная обработка, где обеспечиваются высокие скорости нагрева и охлаждения приводят к повышению стойкости в 2–3 раза. Однако, несмотря на перспективность такого метода, он обладает важным недостатком в виде низкой производительности. Оплавление с помощью ТВЧ, в свою очередь, в известных работах предполагает низкие скорости охлаждения.

С учетом сказанного, целью исследования была выбрана разработка технологии получения защитных покрытий газотермическим напылением с последующим оплавлением ТВЧ в режиме закалки из жидкого состояния.

Оборудование и методики проведения исследования. Для исследования использовали цилиндрические образцы из стали 40Х диаметром 26 миллиметров и длиной 120 миллиметров.

Поверхность подготавливали дробеструйной обработкой. Данный метод является наиболее эффективным и производительным, обеспечивающим как очистку поверхности от адсорбированных масляных и оксидных пленок, так и активацию основы вследствие интенсивного перенаклепа. Применялись следующие режимы дробеструйной обработки: давление воздуха 0,6 МПа, диаметр сопла 8 мм, дистанция 40–50 мм. В качестве абразивного материала использовалась чугунная колотая дробь ДЧК-1,8 ГОСТ 11964-81 со средним размером частиц 1,8 мм.

Газопламенное напыление производили на установке ТРУ-БПИ. В качестве горючего газа использовали смесь МАФ и кислорода, в качестве транспортирующего – воздух. Давление МАФ составило – 0,12 МПа, давление кислорода (ГОСТ 5583-79) – 0,4 МПа, давление воздуха 0,18 м³/ч, дистанция напыления – 170 мм, производительность горелки – 6 кг/ч.

На все прутки было нанесено покрытие толщиной 1,5 мм на диаметр. Материал порошка ПР-НХ17СП4 с грануляцией от 40 до 100 микрон. В состав данного порошка входят: 74,3 % никеля, 1 % углерода, 17 % хрома, 4,1 % кремния, 3,6 % бора. Твердость покрытия по HRC 55–60.

Оплавление покрытия производили на установке индукционного нагрева, при частоте поля – 53 кГц, диаметре индуктора – 40 мм. Резкое охлаждение оплавленной зоны на данном этапе исследования производилось омыванием ее струями воды с помощью отверстий в охлаждающем устройстве под углом в 45° (рис. 1).

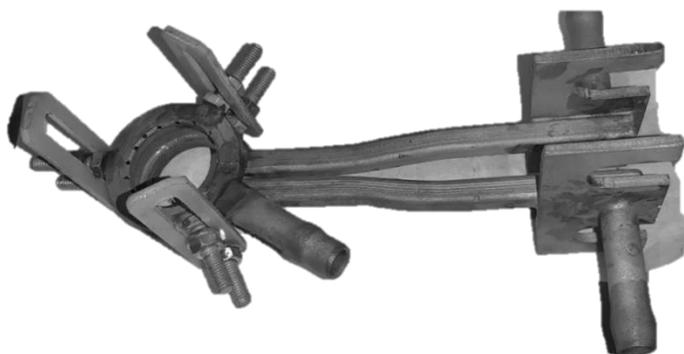


Рис. 1. Индуктор для установки индукционного нагрева

На рис. 2 показан принцип действия оплавления ТВЧ в режиме закалки.

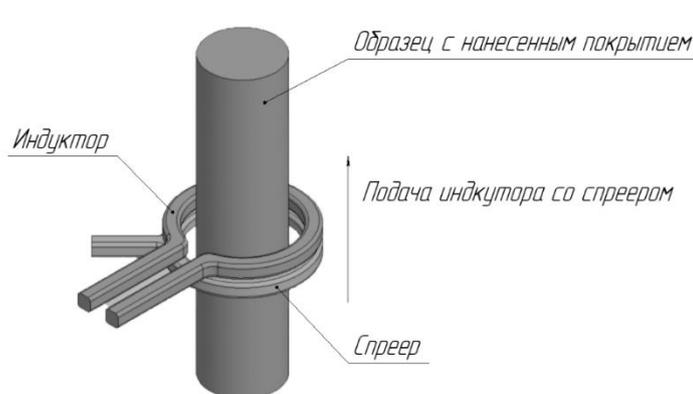


Рис. 2. Принцип действия оплавления ТВЧ в режиме закалки

В качестве варьируемых параметров использовали скорость перемещения (от 1,5 до 4,5 мм/сек), частоту вращения (от 6 до 75 Гц), мощность индуктора (от 80 до 100 кВт), выдержка перед началом перемещения индуктора (от 2 до 5 сек) и зазор между индуктором и охлаждающим устройством (от 4 до 7 мм).

Исследование проводилось в два этапа. На первоначальном этапе использовались режимы оплавления образцов, указанные в табл. 1, а также спреер имел отверстия, перпендикулярные к оси вращения образцов (рис. 3, а). На текущем этапе использовались режимы, указанные в табл. 2, а также спреер с отверстиями под углом в 45° (рис. 3, б).

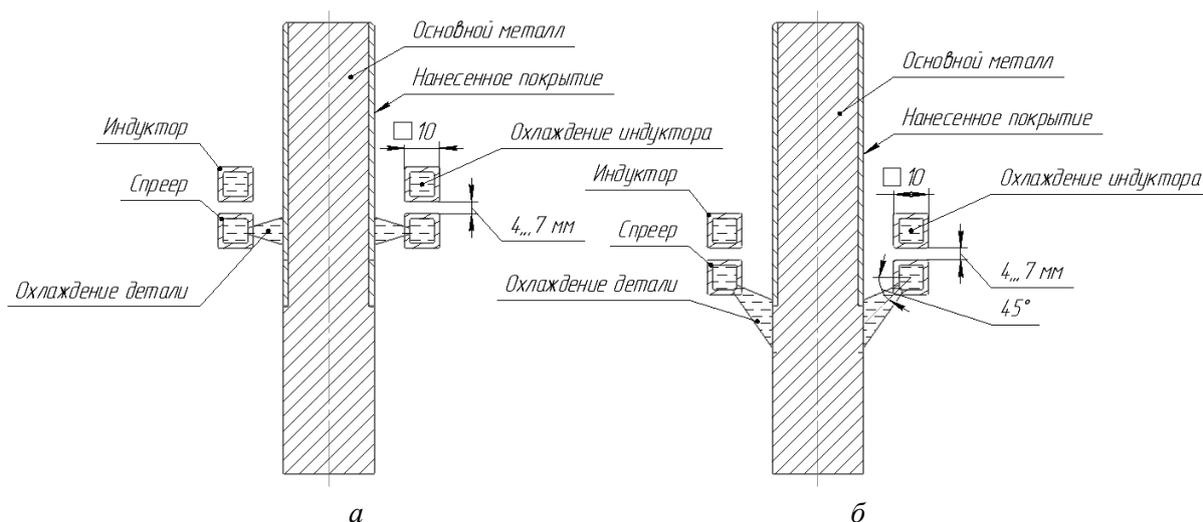


Рис. 3. Конструкция индукторов:
a – на первоначальном этапе исследования; *б* – на текущем этапе исследования

Таблица 1 – Условия оплавления образцов на первом этапе

Номер образца	Мощность, кВт	Скорость подачи, мм/сек	Частота вращения, Гц
1	100	2	10
2	100	2	50
3	100	от 1,5 до 2	25
4	100	2	10
5	95	2	6
6	85	1,85	10
7	90	1,5	6
8	95	1,5	6

Таблица 2 – Условия оплавления образцов на данном этапе исследования

Номер образца	Мощность, кВт	Скорость подачи, мм/сек	Частота вращения, Гц	Выдержка, сек	Зазор, мм
1	80	2,5	25	4	4
2	80	2	25	4	4
3	80	1,5	25	4	4
4	80	2,5	25	5	4
5	100	2,5	25	2	4
6	100	3	25	2	4
7	100	3,5	25	2	4
8	100	2,5	50	2	4
9	100	2,5	75	2	4
10	80	1,5–2,5	25	4	7
11	80	3	25	4	7
15	90	4	25	4	7

Для изучения твердости покрытий подготовили шлифы. Они изготавливались в виде поперечного среза. В нашем случае покрытия были средней толщины.

Процесс подготовки металлографических шлифов состоял из следующих этапов: резка, запрессовка, механическая подготовка (шлифование).

Оценивались следующие параметры получаемых покрытий:

- наличие трещин, морфология поверхности – визуально;
- микротвердость покрытий с использованием микротвердомера ПМТ-3.

Исследования микротвердости проведены на приборе ПМТ-3 путем вдавливания в испытуемый образец четырехгранной алмазной пирамиды с углом при вершине 136° при нагрузке 50 г (0,49 Н) ГОСТ 9450–76.

Результаты исследования.

Исследование морфологии поверхности. На рис. 4 изображен общий вид образцов после оплавления на первоначальном этапе исследования и, соответственно, на рис. 5 изображен общий вид образцов на текущем этапе.



Рис. 4. Общий вид образцов после оплавления на первоначальном этапе



Рис. 5. Общий вид образцов после оплавления на текущем этапе

В ходе исследования морфологии выявлено, что после оплавления покрытия методом ТВЧ, с одновременной его закалкой в исследованном диапазоне режимов обработки, трещин в покрытии не обнаружено, что подтверждает предположение о возможности закалики из расплава. Это связано со спецификой нагрева в условиях ТВЧ, вследствие того, что порошки не ферромагнитные, а токи ТВЧ возбуждаются на поверхности основного металла и плавление покрытия происходит, преимущественно, по механизму кондуктивной теплопередачи. В итоге происходит выравнивание температуры стальной детали и покрытия, что предотвращает трещинообразование. Анализ морфологии покрытия после оплавления показал, что возникает достаточно однородные по шероховатости и морфологии поверхности. Следует заметить, что на первоначальном этапе исследований (рис. 4)

имел место развитый микрорельеф поверхности, а также эффект рваной резьбы. Это связано с тем, что омывание образца производился под прямым углом к образцу (рис. 3, а). В следствие чего под механическим воздействием струи воды произошло формирование развитого микрорельефа поверхности. На текущем этапе работы при обработке деталей использовался спреер доработанного вида (рис. 3, б), по сравнению с предыдущей конструкцией. В данном спреере отверстия расположены под углом 45 градусов, что привело к значительному уменьшению механического воздействия на зону расплава (рис. 5).

Исследование микротвердости покрытия. Результаты испытаний на микротвердость исследуемых образцов покрытий, полученных на данном этапе исследования, представлены ниже в виде графиков (рис. 6, 7), где значения по оси X – глубина измерения (мм), а по оси Y – твердость материала (МПа).

При исследовании твердости с помощью микротвердомера (рис. 6, 7), было выявлено, что режимы индукционного оплавления существенно влияют на получаемую твердость покрытия, средняя твердость покрытия варьируется от 4870 до 7930 Мпа (рис. 8).

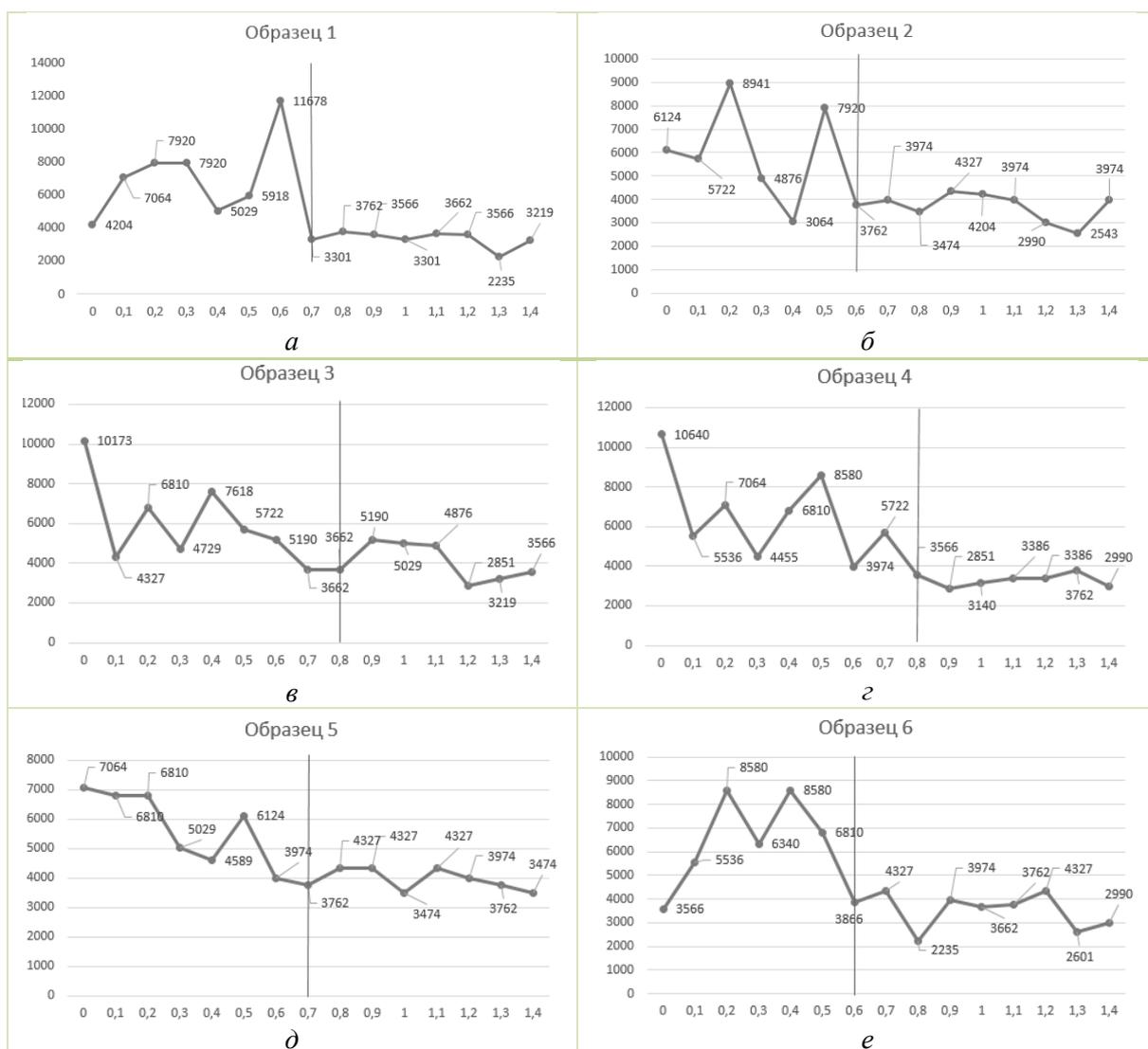


Рис. 6. Графики изменения твердости по глубине:
а – е – режимы 1–6

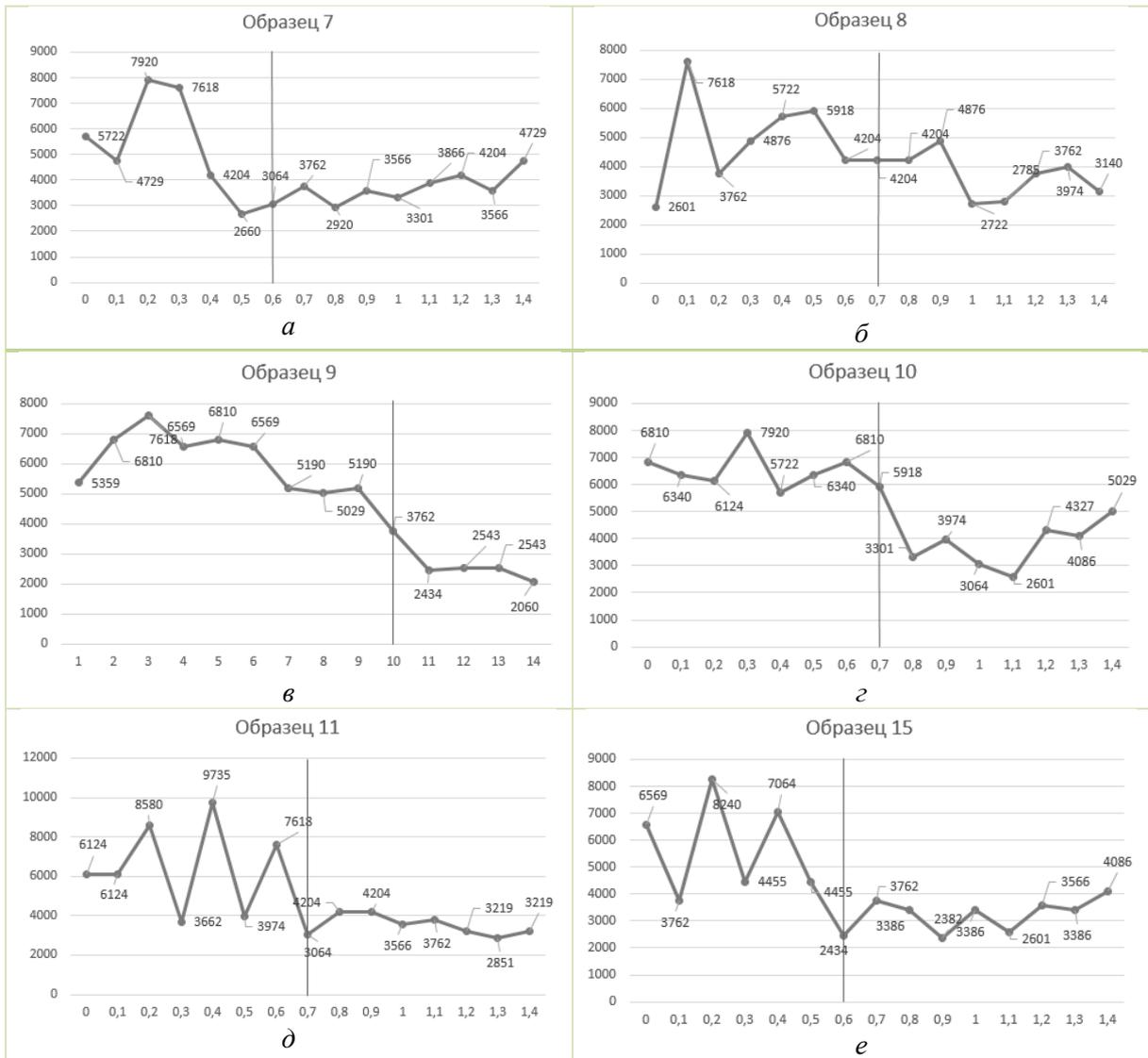


Рис. 7. Графики изменения твердости по глубине:
a – e – режимы 7–11 и 15 соответственно

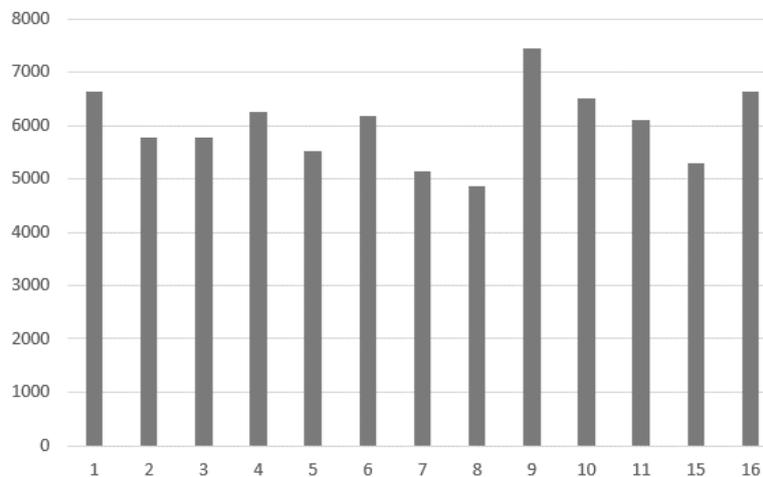


Рис. 8. Диаграмма средней микротвердости покрытий образцов

При анализе полученных данных (рис. 6, 7) было установлено, что имеется существенная зависимость распределения твердости от режимов ТВЧ-оплавления, с достаточно сложным характером. Это связано с тем, что разогревание образцов происходит на поверхностном слое основного материала. Так на режимах *в* (рис. 6) и *а* (рис. 7) видно, что практически нет изменения микротвердости на границе перехода от основного материала к материалу покрытия. Это свидетельствует о том, что при таких режимах шло интенсивное их перемешивание по всей глубине расплава. На режимах *з*, *д*, *е* (рис. 6) и *б*, *в*, *е* (рис. 7) произошло частичное перемешивание материала покрытия с основой, при этом на поверхности образца сохранились свойства нанесенного самофлюсующегося сплава. На режимах *а*, *б* (рис. 6) и *з* (рис. 7) перемешивание практически не произошло. Исходя из этого можно считать, что их можно считать оптимальными вариантами, так как режимы не приводят к перемешиванию материала покрытия с материалом заготовки и достигается высокая средняя по оплавленному слою твердость – 5770–6630 Мпа.

Выводы.

1. Доказана возможность оплавления износостойких покрытий с помощью индукционного нагрева с одновременной закалкой из жидкого металлического состояния без разрушения их целостности.

2. За счет закалки достигается удовлетворительное качество поверхности, причиной чего является влияние направленного водяного охлаждения струями жидкости под углом в 45° в сторону от индуктора, что значительно уменьшает гидродинамическое воздействие на зону расплава металла.

3. Исследование микротвердости показало, что режимы индукционного оплавления существенно влияют на получаемую твердость покрытия.

4. При различных режимах оплавления происходит как полное термодиффузионное перемешивание материала покрытия с основой, так и частичное их перемешивания, что дает возможность управлять свойствами получаемых покрытий.

5. Наиболее оптимальным режимом в исследованном диапазоне режимных параметров является режим с мощностью индуктора 80 кВт, частотой вращения детали 25 Гц, скоростью перемещения индуктора в диапазоне от 2 до 3 мм/сек, зазором между индуктором и охлаждающим устройством не более чем 4 мм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Воздействие токов высокой частоты на структуру напыленных никелевых покрытий / Е. А. Зверев, В. Ю. Скиба, Т. Г. Мартынова, Н. В. Вахрушев // Технология машиностроения и материаловедение. – 2018. – № 2. – С. 84–87.

2. Технология формирования износостойких покрытий на железной основе методами лазерной обработки / О. Г. Девойно [и др.]. – Минск : БНТУ, 2020. – 280 с.

3. Ивашко В. С. Электротермическая технология нанесения защитных покрытий / В. С. Ивашко, И. Л. Куприянов, А. И. Шевцов. – Мн.: Навука і тэхнік, 1996. – 375 с. – ISBN 5-343-01583-2.

4. Хасуи А., Моригаки О. Наплавка и напыление / пер. с яп. Х12 В. Н. Попова; под ред. В. С. Степина, Н. Г. Шестеркина. – М.: Машиностроение, 1985. – 240 с., ил.

5. Структура и свойства износостойких покрытий: монография / П. А. Витязь [и др.]; под общ. ред. П. А. Витязь. – Мн.: БГАТУ, 2006. – 327 с.

Поступила 02.12.2023

КОМПОЗИЦИОННЫЕ ИНФИЛЬТРИРОВАННЫЕ МЕДНЫМИ СПЛАВАМИ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА ДЛЯ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ УЗЛОВ ТРЕНИЯ, СТРУКТУРА, ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА

1. Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь

2. Институт порошковой металлургии имени академика О. В. Романа,
Минск, Беларусь

Представлены результаты исследования влияния состава на структуру и триботехнические свойства инфильтрированных медью каркасов на основе железа. Показана актуальность проведенных исследований, приведена методика получения материалов, приборы и методы исследования их структуры и триботехнических свойств. Показано, что псевдосплавы, получаемые инфильтрацией пористых каркасов на основе железа медным сплавом, имеют более высокие механические и триботехнические свойства, чем получаемые прессованием и спеканием. Установлено, что состав каркаса, его пористость и режимы получения оказывают существенное влияние на морфологию структуры и свойства инфильтрированных материалов. Псевдосплавы, полученные по традиционной технологии порошковой металлургии, имеют высокую (до 20 %) пористость размером более 100 мкм, неоднородную структуру и дискретное расположение медной фазы, полученные инфильтрацией, имеют пористость менее 10 %, а медная фаза располагается равномерно по границам частиц и зерен с в стыках зерен. Увеличение содержания меди в материале приводит к повышению триботехнических свойств, как материалов, получаемых прессованием и спеканием, так и инфильтрацией, а повышение содержания углерода в стальном каркасе обеспечивает высокую износостойкость и предельное давление схватывания. При наличии в структуре каркаса псевдосплава свободного цемента в виде разорванной или сплошной сетки при содержании углерода более 1,5 % износостойкость псевдосплава существенно возрастает, так при содержании меди 25 % интенсивность изнашивания при повышении углерода с 0,3 до 1,8 % уменьшается в 3–4 раза в зависимости от времени изнашивания, а при содержании меди 15 % – в 2–4 раза соответственно. Коэффициент трения инфильтрированных материалов в большей степени зависит от содержания меди, износостойкость и предельное давление схватывания – от твердость стального каркаса. Выявлено, что псевдосплавы, полученные инфильтрацией, обладают хорошей прирабатываемостью.

Введение. Основными узлами, определяющими срок службы машин и механизмов, являются узлы трения, долговечность которых зависит от характеристик антифрикционных материалов подшипников скольжения [1; 2]. Параметрами, характеризующими эксплуатационные свойства современных антифрикционных материалов, являются необходимые триботехнические свойства, а для тяжелых условий работы – еще и высокие прочность, теплопроводность, термостойкость, самосмазываемость.

Преимущественно для подшипников скольжения применялась литая бронза, однако уровень ее триботехнических и механических свойств недостаточен для работы в условиях высоких нагрузок, поэтому были созданы порошковые композиционные материалы, обладающие высоким комплексом механических и триботехнических свойств. Технология порошковой металлургии позволяет создавать материалы, получить которые традиционной металлургией невозможно. Триботехнические и механические свойства

порошковых материалов можно варьировать их составом, пористостью, введением твердых керамических добавок и добавок соединений, выполняющих роль твердых смазок, образующих на поверхности трения разделительную пленку.

Неограниченными перспективами для работы в условиях трения обладают композиционные материалы, состоящие из компонентов с различающимися физико-химическими свойствами – псевдосплавы [3; 4], которые получают прессованием и спеканием, а также методом инфильтрации спрессованных или спеченных каркасов. Метод инфильтрации позволяет получать высокоплотные, соответственно высокопрочные, материалы. Наиболее широко в промышленности применяются псевдосплавы сталь – медный сплав, поскольку имеют широкий диапазон свойств, получаемых варьированием состава стального каркаса и инфильтрата в виде медного сплава. Кроме того, поскольку основой материала является железо, псевдосплавы значительно дешевле антифрикционных материалов на основе медных сплавов.

Метод инфильтрации позволяет получать изделия с уникальным комплексом физико-механических (низкая пористость, высокая прочность и теплопроводность, ктлр, близкий ктлр компактных сталей и др.) триботехнических (низкий коэффициент трения, высокая износостойкость), функциональных (высокие электропроводность, коррозионная стойкость, теплостойкость, демпфирующие свойства) характеристик, благодаря чему они находят широкое применение в промышленности для изделий различного назначения [5; 6].

Инфильтрация может производиться принудительно, когда угол смачивания между инфильтратом и каркасом более 90°C , либо самопроизвольно, когда угол смачивания стремиться к 0 [7], кроме того, необходимо учитывать возможность взаимодействия в процессе инфильтрации материала инфильтрата и каркаса, поскольку при межфазном взаимодействии жидкой и твердой фаз каркасная структура может переходить в матричную, а в случае, если прочность инфильтрированного материала обеспечивается каркасом, такая трансформация структуры недопустима. Одним из методов снижения вредного влияния взаимодействия жидкой и твердой фаз является их направленное легирование.

При получении материалов методом инфильтрации необходимо учитывать, что жидким металлом могут заполниться только открытые и тупиковые поры, а степень их заполнения зависит от размера пор и изменения их размеров в процессе инфильтрации [8; 9].

Для повышения свойств *Fe–Cu* композиционных материалов в железо вводится углерод и легирующие элементы (*Ni*, *Cr*, *Mo*, *V* и др.), в медь – *Sn*, *Zn*, *Cr*, *Ni* и др., а также применяются термическая, термомеханическая и химико-термическая обработки.

Основная часть. В работе исследовали взаимосвязь состава и триботехнических свойств антифрикционных инфильтрированных медными сплавами каркасов из порошковых сталей.

Сравнительные испытания триботехнических свойств выявили преимущества псевдосплавов, полученных инфильтрацией, по сравнению с псевдосплавами, полученными традиционными методами порошковой металлургии, и компактной бронзой, особенно по предельному давлению схватывания и коэффициенту трения при больших давлениях (рис. 1). Это объясняется структурой и теплофизическими свойствами материала. Псевдосплавы, полученные по традиционной технологии порошковой металлургии, имеют высокую (до 20 %) пористость размером более 100 мкм, неоднородную структуру и дискретное расположение медной фазы (рис. 2, *a*), из-за чего теплопроводность их низкая, а в полученных инфильтрацией, пористость не превышает 10 % и медная фаза располагается равномерно по границам частиц и зерен и в стыках зерен (рис. 2, *b*), что обеспечивает повышенную теплопроводность.

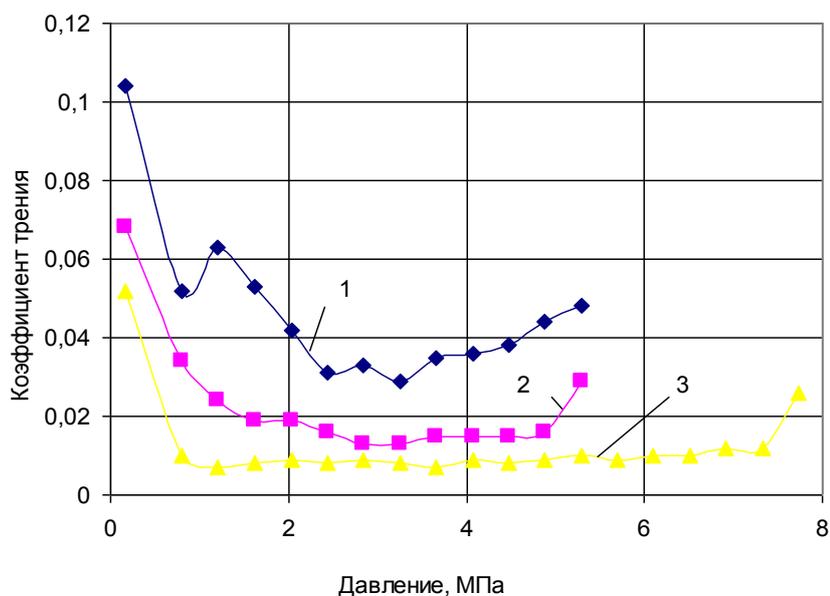


Рис. 1. Влияние давления на коэффициент трения антифрикционных материалов на основе железа:
 1 – псевдосплав, полученный инфильтрацией каркаса плотностью 85 % из материала, $Fe + 1 \%Gr$ инфильтратом $Cu + 5 \%Sn$; 2 – псевдосплав, $Fe + 1 \%Gr + 15 \%Cu + 5 \%Sn$, полученный прессованием и спеканием; 3 – компактная бронза БрО10

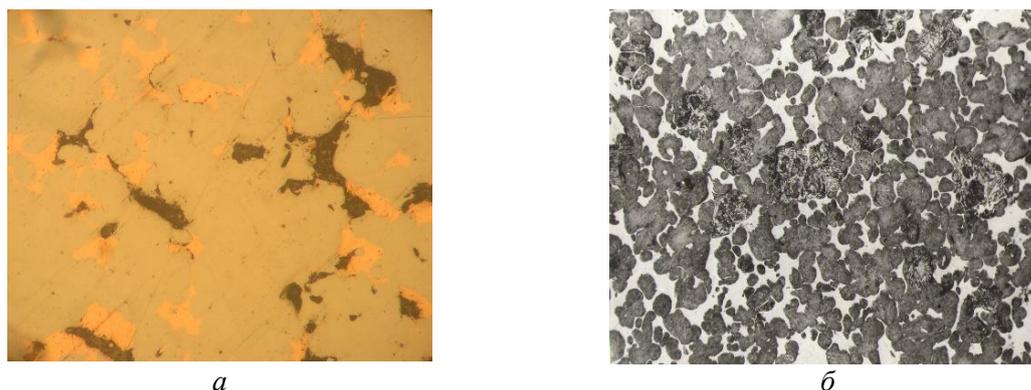


Рис. 2. Микроструктура псевдосплава ЖГр1Д25, полученного различным способом:
 а – прессование и спекание, не травлено; б – инфильтрация, травлено. X350

Свойства псевдосплавов, получаемых инфильтрацией, определяются составом пористого стального каркаса и составом, содержанием и морфологией инфильтрата. Свойства псевдосплавов повышаются с увеличением содержания меди и углерода. Необходимо отметить, что, если на коэффициент трения в большей степени влияет содержание меди и в меньшей – содержание углерода (рис. 3), то износостойкость и предельное давление схватывания определяется преимущественно твердостью стального каркаса, соответственно, содержанием в нем углерода (рис. 4, табл. 1). При наличии в структуре каркаса псевдосплава свободного цементита в виде разорванной или сплошной сетки при содержании углерода более 1,5 % износостойкости псевдосплава существенно возрастает, так при содержании меди 25 % интенсивность изнашивания при повышении углерода с 0,3 до 1,8 % уменьшается в 3–4 раза в зависимости от времени изнашивания, а при

содержании меди 15 % – в 2–4 раза соответственно. Выявленный эффект снижения интенсивности изнашивания псевдосплавов, полученных инфильтрацией, с увеличением времени испытания говорит об их хорошей прирабатываемости.

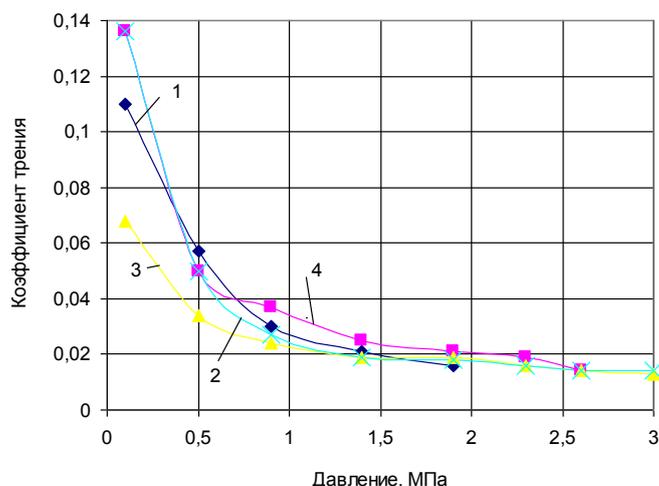


Рис. 3. Влияние давления и содержание углерода в каркасе на коэффициент трения псевдосплав, полученного инфильтрацией медным сплавом:
1 – 0,3 %; 2 – 0,8 %; 3 – 1,2 %; 4 – 1,8 %

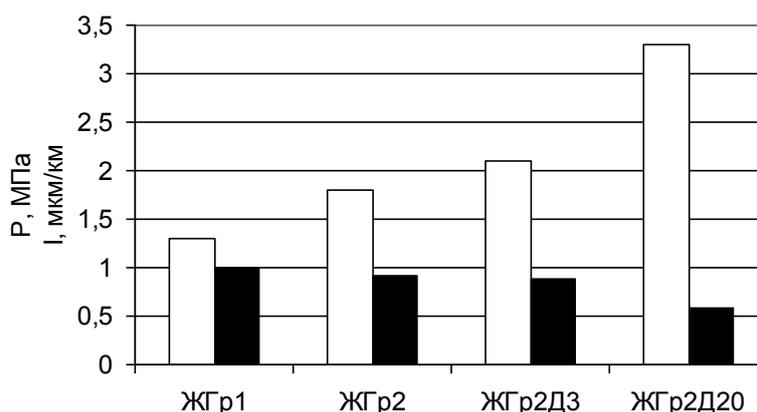


Рис. 4. Влияние содержания меди на предельное давление схватывания и интенсивность изнашивания (при $P = 2,8$ МПа, $V = 4$ м/с) псевдосплав, получаемого прессованием и спеканием:
□ – предельное давление схватывания (P); ■ – интенсивность изнашивания (I)

Таблица 1 – Влияние содержания углерода, меди и состояния каркаса на износостойкость при $P = 5$ МПа, $V = 6$ м/с псевдосплав, полученного инфильтрацией

Время изнашивания, ч	Интенсивность изнашивания, мкм/км						
	0,5	0,5	0,5	1,0	1,5	2,0	2,0
Содержание графита, %	25	15	15	15	15	25	15
Содержание меди, %	спеч.	спеч.	неспеч.	спеч.	спеч.	спеч.	спеч.
Состояние каркаса	спеч.	спеч.	неспеч.	спеч.	спеч.	спеч.	спеч.
2	0,87	1,85	0,69	0,463	0,347	0,23	0
5	0,805	1,02	0,648	0,37	0,278	0,185	0,185
10	0,506	0,602	0,463	0,255	0,278	0,185	0,139

Введение добавок твердых смазок в виде свинца, сульфидов, селенидов в каркас позволяет существенно снизить коэффициент трения псевдосплавов (рис. 5).

Наиболее эффективно снижает коэффициент трения добавка 5 % свинца – с 0,016 до 0,007 при одном и том же давлении схватывания. А повысить предельное давление схватывания можно введением твердых керамических добавок [10].

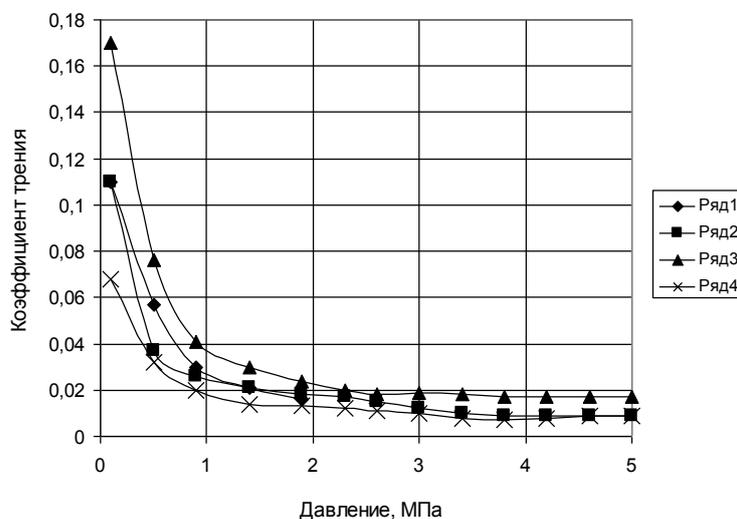


Рис. 5. Влияние давления на коэффициент трения псевдосплавов на снеге каркаса из стали ЖГр0,5 с добавкой твердой смазки, инфильтрированного медно-оловянным сплавом: ряд 1 – 0 % добавки; ряд 2 – 0,5 % MoS₂; ряд 3 – 0,8 % S; ряд 4 – 5 % Pb

Выводы.

Исследовано влияние состава на триботехнические свойства инфильтрированных медью стальных каркасов. Показано, что псевдосплавы, получаемые инфильтрацией пористых каркасов на основе железа медным сплавом, имеют более высокие механические и триботехнические свойства, чем получаемые прессованием и спеканием. На коэффициент трения в большей степени влияет содержание меди, на износостойкость и предельное давление схватывания – твердость стального каркаса, соответственно, содержание в нем углерода, так, при содержании меди 25 % интенсивность изнашивания при повышении углерода с 0,3 до 1,8 % уменьшается в 3–4 раза в зависимости от времени изнашивания, а при содержании меди 15 % – в 2–4 раза соответственно. Выявленный эффект снижения интенсивности изнашивания псевдосплавов, полученных инфильтрацией, с увеличением времени испытания говорит об их хорошей прирабатываемости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сорокин, Г. М. Проблемы технического обновления различных отраслей машиностроения / Г. М. Сороркин // Трение и износ. – 2001. – Т. 22. – № 3. – С. 322–331.
2. Гаркунов, Д. Н. Триботехника. Конструирование, изготовление и эксплуатация машин / Д. Н. Гаркунов. – М.: МСХА, 2002. – 626 с.
3. Батаев А. А. Композиционные материалы: строение, получение, применение/ А. А. Батаев, В. А. Батаев. – М.: Университетская книга; Логос, 2006. – 400 с.
4. Федорченко, И. М. Порошковая металлургия, материалы, технология, свойства, области применения. Справочник / И. М. Федорченко, И. Н. Францевич, И. Д. Радомысльский [и др.]. – Киев: Наукова думка, 1985. – 624 с.

5. Краснобаев, А. Г. Конструирование структуры композиционных материалов на основе железа с заданными функциональными свойствами: дис. канд. техн. наук: 05.02.01 / А. Г. Краснобаев. – Ростов-на-Дону, 2005. – 198 с.

6. Панин, В. Е. Новые материалы и технологии. Конструирование новых материалов и упрочняющих технологий / В. Е. Панин, В. А. Клименов, С. Г. Псахье. – Новосибирск: Наука, 1993. – 153 с.

7. Тучинский, Л. И. Композиционные материалы, получаемые методом пропитки / Л. И. Тучинский. – М.: Металлургия, 1986. – 208 с.

8. Дьячкова, Л. Н. Закономерности высокотемпературной инфильтрации при получении антифрикционных материалов системы железо-медь / Л. Н. Дьячкова, А. Н. Леонов, П. А. Витязь, М. М. Дечко // Докл. НАН Беларуси. – 2012. – Т. 56. – № 4. – С. 124–131.

9. Дьячкова, Л. Н. Закономерности формирования структуры псевдосплавов системы порошковая сталь – медный сплав, получаемых инфильтрацией / Л. Н. Дьячкова, П. А. Витязь // Докл. НАН Беларуси. – 2012. – Т. 56. – № 5. – С. 106–114.

10. Дьячкова, Л. Н. Порошковые материалы на основе железа с повышенными механическими и триботехническими свойствами. – Минск : Белорусская наука, 2020. – 203 с.

Поступила 30.11.2023

УДК 004.89

Зеленковская Н. В., Горенкова М. А., Ясюкевич А. Д.

ПРИМЕНЕНИЕ ИСКУССТВЕННОГО ИНТЕЛЛЕКТА ПРИ ПОДГОТОВКЕ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

В настоящее время человечество достигло плато в определенных областях науки и технологий, что затрудняет разработку новых революционных идей. Поэтому рациональным будет движение не только вверх, но и вширь, то есть улучшение и модернизация уже имеющихся процессов и продуктов. В век автоматизации и оптимизации в приоритете стоит производство, так как численность населения растет, как и нужда в материальном обеспечении. Одной из самых важных целей в области науки является освоение искусственного интеллекта, так как его огромные возможности и потенциал позволят ускорить и облегчить многие трудоемкие процессы не только в производстве, но и в медицине, образовании, повседневной жизни и т. д.

Машиностроение – высокотехнологичная отрасль, где на производстве выполняется множество трудоемких монотонных и рутинных операций. Внедрение и применение искусственного интеллекта в машиностроении имеет огромный потенциал, так как обеспечивает автоматизацию, улучшение точности и оптимизацию производства.

Искусственный интеллект – сфера науки и технологии, в которой компьютеры и машины способны выполнять задачи, решаемые с помощью интеллекта человека. Может использоваться для оптимизации рабочих процессов, распознавания и исправления ошибок, анализа данных и предоставления ценной информации для принятия управленческих решений.

Основными направлениями применения искусственного интеллекта являются:

– прогнозирование, анализ данных позволяет предсказывать потребность в ресурсах и снимает необходимость ручной проверки;

– отслеживание качества, автоматизированное отслеживание производственных процессов анализирует множество данных для предотвращения ошибок и повышение качества продукции;

- планирование, использование искусственного интеллекта для разработки оптимального плана производства;
- оптимизация инфраструктуры, анализ периодически производит цифровую двойку физических систем для ее оптимизации.

Одна из главных областей, где искусственный интеллект демонстрирует свою силу, это подготовка производства. Именно в процессе подготовки производства искусственный интеллект максимально эффективен, так как большинство этапов весьма трудоемки и подразумевают использование большого количества временных и финансовых затрат.

Организация подготовки производства включает следующие этапы: научно-исследовательский, проектно-конструкторский, технологический и организационный [1; 2].

В процессе подготовки производства искусственный интеллект может быть внедрен в большинство перечисленных этапов (рис. 1).

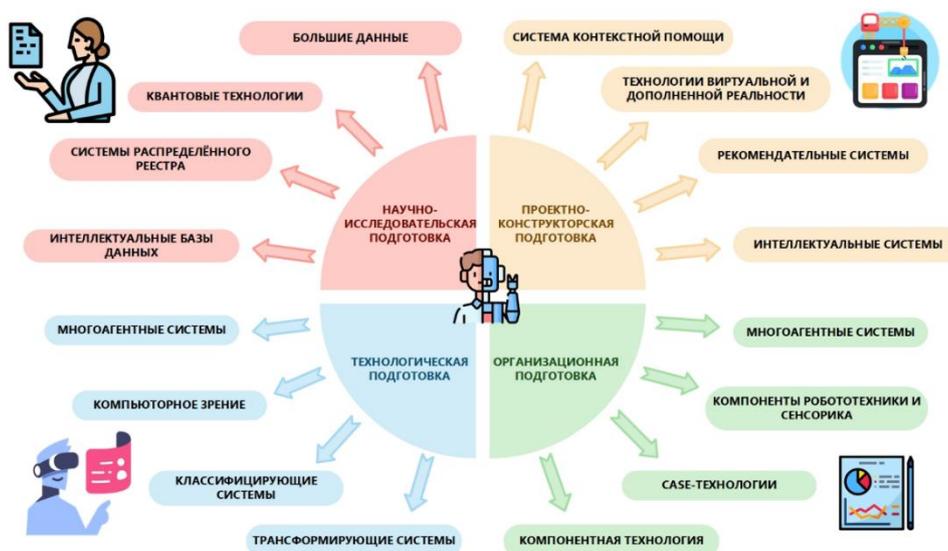


Рис. 1. Использование искусственного интеллекта

В основе научно-исследовательской деятельности – умственная активность, результатом которой является разработка интеллектуального продукта, который может носить как овеществленную (новые формы организации, инновационная продукция), так и не овеществленную форму (инновационные технологии и инновационная продукция). Данный этап включает генерацию идей и оценку объективности их реализации, проведение экспериментальных работ. Требуется обработка больших объемов информации, характеризуется максимальной затратноемкостью и непредсказуемостью. Сократить длительность научно-исследовательской деятельности и оптимизировать полученный результат позволяет внедрение инструментов: обрабатывающих большие объемы данных, выполняющих сложные физико-математические расчеты, создающих интеллектуальные базы данных и базы цифровых транзакций (событий).

Проектно-конструкторская подготовка направлена на разработку и создание проектов, чертежей, необходимых для производства продукции. В процессе этой стадии могут возникать вопросы, связанные с контролем качества, ограниченными ресурсами и т. д. Для решения этих проблем важно использовать технологии, которые ведут подсчет ресурсов в режиме реального времени и сравнивают каждую единицу произведенного продукта с заданным стандартом.

Технологическая подготовка включает выбор исходного сырья, подбор типового технологического процесса и технологического оснащения, определение средств контроля и испытаний, установления режима работы, средств автоматизации (механизации)

и квалификации исполнителей. Для этого этапа необходимы: многоагентные системы способные одновременно к многозадачности, обработке больших объемов информации и оптимизации; трансформирующие системы, ориентированные на оценку и достижение результатов, человеческие ресурсы как инструмент достижения результата; компьютерное зрение, обеспечивающее обработку и анализ изображений или видео и др.

Организационная подготовка включает в себя планирование и организацию всех видов ресурсов и действий, которые необходимы для эффективного функционирования производственных процессов. На этой стадии выполняется анализ рынка и потребностей потребителей, осуществляется планирование всех производственных ресурсов. Внедрение искусственного интеллекта позволяет исключить недостаток информации, отслеживать изменения в работе оборудования и своевременно выявлять технические проблемы (неисправность оборудования, технические сбои и т. д.), определять потребность в ресурсах.

Внедрение искусственного интеллекта в подготовку производства связано не только со стремлением к научно-технологическому прогрессу, но и со стремлением достичь повышения производительности труда и качества готовой продукции, снизить трудоемкость и затраты на производство и реализацию продукции.

Оценить эффект от внедрения искусственного интеллекта в подготовку производства практически невозможно. Один из существующих на данный момент методов – имитационное моделирование, реализованное через метод Монте–Карло. Данный подход ориентирован на создание модели и ее многократную проверку; сбор, обработку и анализ статистических данных. Критериями оценки выступают расходы и доходы от внедрения объектов искусственного интеллекта в подготовку производства. Основопологающими является также такие критерии как снижение трудоемкости и затрат на производство продукции.

Организационно-экономический эффект от применения искусственного интеллекта при подготовке производства в машиностроении представлен в табл. 1 [2].

Таблица 1 – Организационно-экономический эффект от применения искусственного интеллекта при подготовке производства в машиностроении

Наименование искусственного интеллекта	Организационно-экономический эффект			
	повышение производи- тельности	снижение трудоем- кости	снижение затрат	повышение качества
Система контекстной помощи				
Технологии виртуальной и дополненной реальности				
Рекомендательные системы				
Интеллектуальные системы				
Многоагентные системы				
Компоненты робототехники и сенсорики				
CASE-технологии				
Компонентная технология				
Трансформирующие системы				
Классифицирующие системы				
Компьютерное зрение				
Интеллектуальные базы данных				
Системы распределенного реестра				
Квантовые технологии				
Большие данные				

Таким образом, применение искусственного интеллекта в машиностроении позволяет повысить производительность, снизить затраты на производство и уменьшить количество ошибок в процессе работы. Это также дает возможность предсказать, какие материалы и оборудование нужны для оптимальной работы производственной системы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Экономика и организация производства: пособие для студентов / Л. М. Короткевич [и др.]; Белорусский национальный технический университет, Кафедра «Инженерная экономика». – Минск : БНТУ, 2021. – 55 с.

2. Электронный учебно-методический комплекс по дисциплине «Организация подготовки производства» для направления специальности 1-27 01 01-08 Экономика и организация производства (приборостроения) [Электронный ресурс] / Белорусский национальный технический университет, кафедра дисциплине «Инженерная экономика»; сост.: Н. В. Зеленковская [и др.]. – Минск : БНТУ, 2023.

Поступила 30.11.2023

УДК 621.793.72:533

Кардаполова М. А., Касач Ю. И., Косякова И. М.

К ВОПРОСУ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКОГО ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ МЕДИ, УПРОЧНЕННОГО ВЫСОКОТВЕРДЫМИ КАРБИДАМИ ЛАЗЕРНЫМ ИЗЛУЧЕНИЕМ

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

В статье исследован процесс покрытий в условиях граничного трения со смазкой на основе бронзы БрА7Н6Ф, полученных гибридным методом: сочетанием плазменного напыления и лазерной обработки с дополнительным легированием шликера карбидами вольфрама (WC) и карбидами хрома (Cr₃C₂). Исследовалось влияние параметров лазерного излучения (скорость лазерного и площадь лазерного луча) при контактных нагрузках 500 Н и 1000 Н. Показана эффективность лазерного легирования и с помощью электронной микроскопии изменение микроструктуры поверхности после изнашивания в виде образования на бронзовых поверхностях губчато-капиллярной текстуры с одновременным выглаживанием стальных поверхностей.

Введение. Лазерное легирование поверхностей с использованием добавочных легирующих соединений в настоящее время является эффективным процессом обработки поверхностей. В процессе лазерного легирования происходит модификация поверхностного слоя различными соединениями за счет их добавления в расплав. Тонкий слой соединения предварительно наносится на подложку, затем расплавляется и интенсивно перемешивается под воздействием лазерного луча, а при затвердевании образуется новый поверхностный слой с заданными свойствами.

Модифицирование поверхностного слоя деталей трения твердыми частицами по-прежнему остается передовым направлением лазерной обработки поверхности, а сплавы на основе меди находят широкое применение в промышленности. Однако имеющиеся данные о деталях технологии лазерного легирования и эксплуатационной эффективности этого процесса недостаточно систематизированы. В частности, отсутствует глубокий ана-

лиз особенностей трибологического поведения бронзовых покрытий при высоких нагрузках. Кроме того, слишком мало информации дается об изменении трибологических характеристик во времени, о детализации микродефектов на поверхностях трения, о поведении твердых упрочняющих частиц, вводимых в поверхностный слой бронзы, и т. д. Недостаточно информации и о деталях изношенных поверхностей контртел.

Целью данного исследования стал анализ особенностей эксплуатации бронзовых покрытий после армирования карбидами вольфрама (WC) и карбидами хрома (Cr_2C_3) с помощью иттербиевого волоконного лазера. В работе отражены характеристики механизмов износа и целостности поверхности бронзовых покрытий БрА7Н6Ф, изготовленных с различными исходными параметрами. Решение этих вопросов важно как для развития научных знаний в области функционально-эксплуатационных свойств твердых покрытий, так и для их практического применения.

Методика исследования. В качестве базового материала покрытия использовалась бронза БрА7Н6Ф. Материал имеет двухфазную структуру (рис. 1, а), состоящую из (α) твердого раствора (раствор Al и Ni в Cu) и ($\alpha + \gamma'$) эвтектоидов, представляющих собой смесь (α) фазы и γ' – твердого раствора на основе соединения $Cu_{32}Al_{19}$ со сложной кубической решеткой. В табл. 1 приведен химический состав, а в табл. 2 – механические свойства бронзы БрА7Н6Ф.

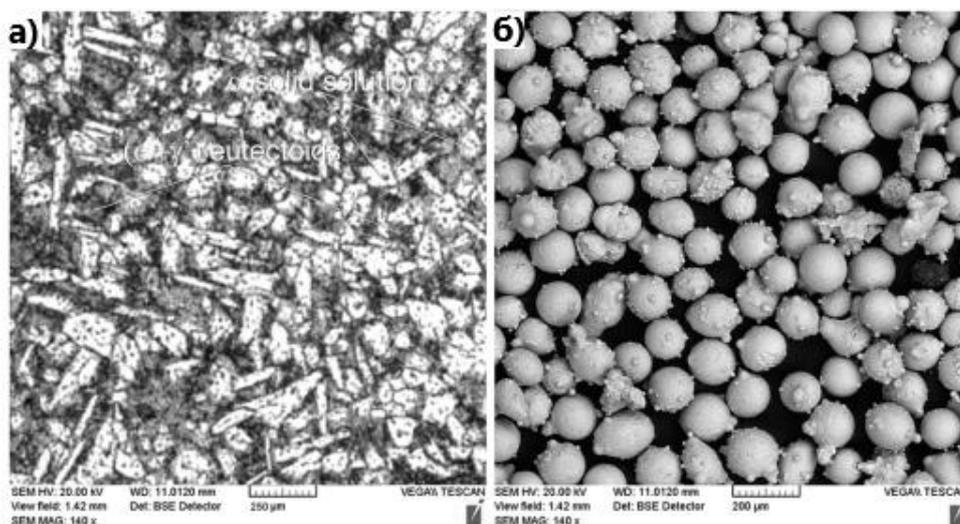


Рис. 1. Микроструктура исследуемой бронзы (а) и частицы в исходном состоянии (б)

Таблица 1 – Химический состав БрА7Н6Ф

Элемент	Al	Ni	P	Cu
Содержание, %	7	5,5	1,2	остальное

Таблица 2 – Механические свойства БрА7Н6Ф

Твердость, HRB	Предел прочности, МПа	Предел текучести, МПа	Предел прочности на сжатие, МПа
92,0–97,0	640–725	330–380	760

Для нанесения покрытия использовались частицы размером 80–100 мкм (рис. 1, б). Было установлено, что в этом случае не возникает проблем с их прилипанием и засорением сопла плазмотрона, а также с их неравномерным нагревом в плазменном потоке.

В качестве материала подложки использовалась сталь 45. Для легирования поверхностного слоя использовались твердые керамические частицы карбида вольфрама WC и карбида хрома Cr_2C_3 (рис. 2). Размер частиц составлял 2–50 мкм, несколько более крупных конгломератов были удалены механическим просеиванием.

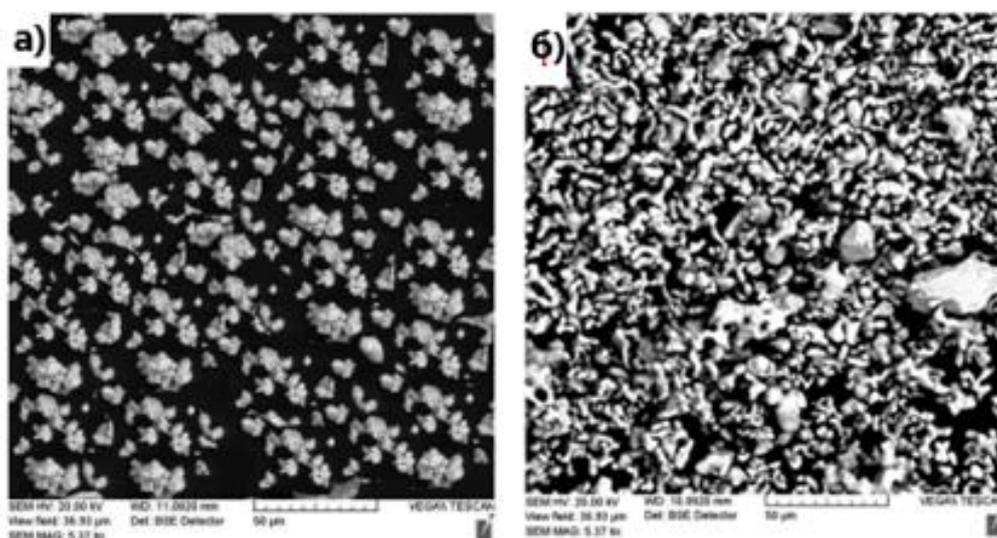


Рис. 2. Используемые твердые частицы:
 а – карбид вольфрама (WC); б – карбид хрома (Cr_3C_2)

Перед нанесением покрытия поверхность образцов была предварительно обработана дробеструйным методом. Нанесение бронзового слоя осуществлялось с помощью плазмотрона ПП-25. Ток дуги составлял 200 А, рабочее напряжение – 90–100 В. В качестве плазмообразующего и транспортирующего газа использовался технический азот. Расход плазмообразующего газа составлял 2,5 м³/ч, транспортирующего – 0,020–0,025 м³/ч. Толщина слоя покрытия составляла 0,6–0,7 мм. Расстояние от сопла плазмотрона до напыляемой поверхности составляло 120 мм. В указанных условиях был достигнут коэффициент расхода порошка 83–86 %, а производительность составила около 7 кг/ч.

Сравнивались три вида лазерных покрытий: бронза после лазерного переплава, бронза упрочненная карбидами вольфрама WC , и бронза упрочненная карбидами хрома Cr_2C_3 . Эти частицы наносились на поверхность напыленного вида покрытия в виде шликера. Толщина слоя шликера составляла около 0,1 мм, в качестве связующего использовался клей БФ-2.

Лазерная обработка проводилась с помощью волоконного иттербиевого лазера YLR-2000 мощностью 2 кВт и длиной волны излучения 1,064 мкм. Размеры и скорости прямоугольного пятна лазера использовались в соответствии с полным факторным экспериментом 2² типа (табл. 3).

Таблица 3 – Параметры лазерной обработки

Скорость лазерного пятна, мм/мин		Площадь лазерного излучения		
Значение	Код	Размер	Площадь	Код
100	–1	2×0,5	1	–1
300	1	2×0,5	1	–1
100	–1	3×1	3	1
300	1	3×1	3	1

Контактные поверхности образцов и контртел перед трибологическими испытаниями шлифовались для получения требуемой шероховатости в парах трения. Измерения параметров шероховатости поверхности повторялись 3 раза для определения статистических погрешностей. Было установлено следующее: значения параметра Ra для образцов после лазерного переплава варьировались в диапазоне 0,53–0,61 мкм (разброс 13 %), а Rz – 2,20–2,70 мкм (разброс 18 %). После легирования карбидами вольфрама (WC) значения параметра Ra изменялись в диапазоне Ra 0,41–0,52 мкм (18 % рассеяния), а Rz 1,74–2,0 мкм (13 % рассеяния). После легирования карбидами хрома (Cr_3C_2) значения параметра Ra изменялись в диапазоне 0,53–0,61 мкм (21 % рассеяния), а Rz 2,20–2,70 мкм (13 % рассеяния). Наблюдаемые изменения шероховатости аналогичны изменениям в случаях лазерного легирования другими твердыми частицами [1]. Довольно значительные вариации контролируемых значений обусловлены наличием пор, отдельных задиров и других дефектов, возникающих при шлифовании. Значения параметров шероховатости контртел из закаленной стали были стабильны и равны Ra 0,35–0,38 мкм и Rz 1,1–1,2 мкм (рассеяние ~8 %).

Результаты исследования. *Микротвердость и трибологическая оценка.* Результаты испытаний на микротвердость приведены на рис. 3. Видно, что значения микротвердости $HV100$ уменьшаются пропорционально расстоянию от переплавленной поверхности и глубина упрочнения составляет ~0,3 мм. Глубина изменения микротвердости после лазерного легирования составляет около 0,6 мм, причем эти изменения практически не зависят от скорости лазерного излучения. Упрочнение слоя, легированного карбидами вольфрама (WC) больше на ~10 % по сравнению с упрочнением карбидами хрома Cr_3C_2 по глубине легирования и они выравниваются в «зоне термического влияния», размер которой составляет ~0,4–0,5 мм.

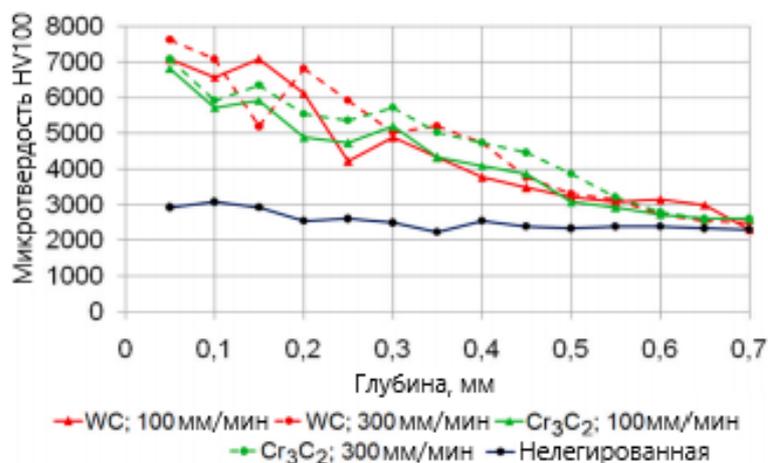
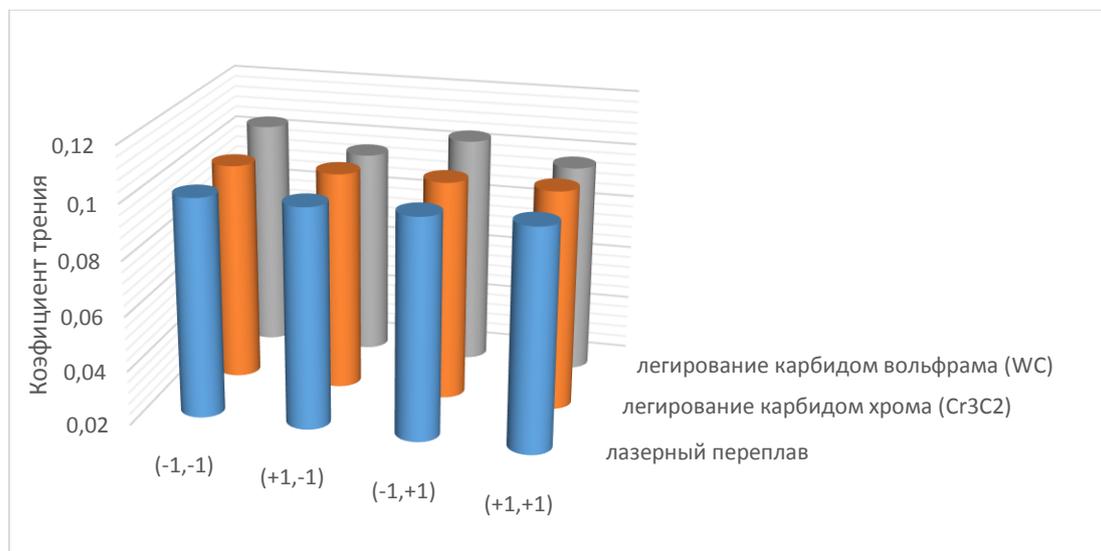
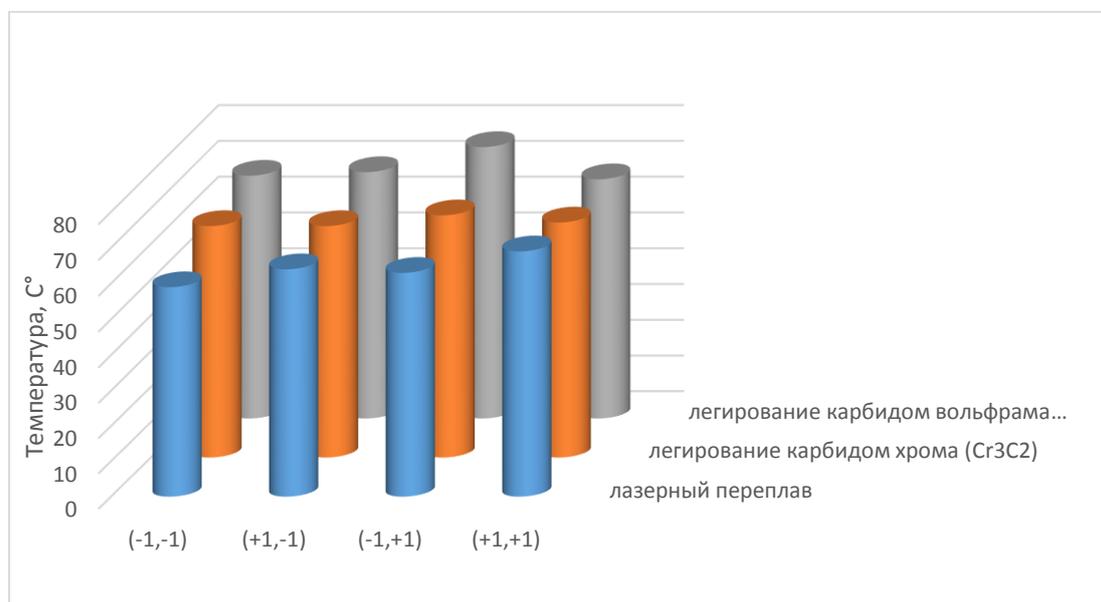


Рис. 3. Изменение распределения микротвердости в зависимости от условий лазерной обработки

На следующем этапе была проведена характеристика коэффициентов трения, которая является одним из основополагающих факторов при характеристике трибологических свойств [2; 3]. Исследования процесса трения после лазерной обработки под нагрузкой 500 Н показали, что параметры армирования не оказывают существенного влияния на значения мгновенных коэффициентов трения и температур в зоне трения, как это показано на рис. 4. Важно также отметить, что значения температур под нагрузкой 1000 Н увеличиваются в 1,5–1,8 раза, достигая ~130 °С, а значения коэффициентов трения остаются практически неизменными. Указанные детали отличаются от других исследований.



а



б

Рис. 4. Влияние параметров лазерной обработки на трибологические свойства (коды 1, -1 и т. д. соответствуют данным табл. 3)

Изменения трения и интенсивности изнашивания являются не только следствием изменения рельефа поверхности. В зависимости от особенностей трибосистемы они включают также изменения состава поверхностного слоя и микроструктуры. Важную роль в этих явлениях играет плотность энергии лазерного пятна [4].

Оценка скорости изнашивания. Результаты сравнения скорости изнашивания покрытий с различными условиями лазерного переплава приведены на рис. 5. В зависимости от условий лазерного переплава скорость изнашивания снижается в 1,3–6,8 раза по сравнению с результатами, полученными для образцов, изготовленных плазменным напылением (исходное состояние испытуемых покрытий).

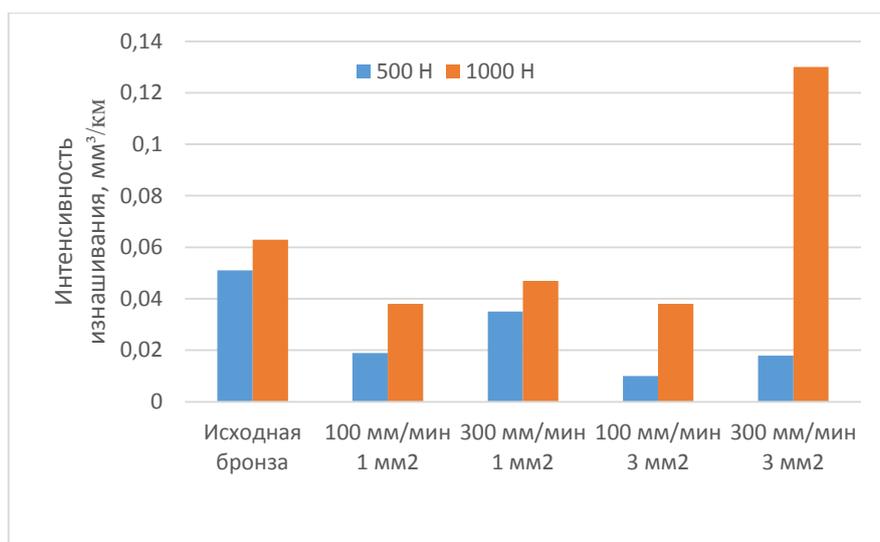


Рис. 5. Значения скорости изнашивания бронзы, напыленной плазмой и переплавленной лазером, при нагрузках 500 и 1000 Н

Анализ изменения интенсивности изнашивания позволяет сделать вывод, что по сравнению с плазменным напылением лазерный переплав с последующим лазерным легированием твердыми карбидами значительно эффективнее. При нагрузке 500 Н легирование твердыми сплавами имеет преимущество до 5–6 раз независимо от параметров обработки и вида упрочняющих частиц. Нагрузка 1000 Н является тяжелой. В этих условиях преимущество легирования очень велико: при использовании карбидов хрома (Cr_3C_2) оно составляет 15–20 раз, а при использовании карбидов вольфрама (WC) – даже 20–30 раз.

Выше было сказано, что на интенсивность изменения условий трения большое влияние оказывает плотность энергии лазерного пятна. Этот фактор отвечает за скорость теплового потока через поверхностный слой и возможные фазово-структурные превращения.

РЭМ-анализ поверхности. Наблюдения за скоростью изнашивания образцов и коэффициентами трения подтверждались изменениями в поверхностном слое изношенных поверхностей исследуемых образцов. Следует отметить, что эксплуатационные и функциональные свойства целостности поверхности в значительной степени зависят от входных параметров технологических процессов [5; 6]. РЭМ-анализ проводился для образцов, испытанных под нагрузкой 1000 Н, поскольку все физико-химические процессы проявляются более интенсивно при больших механических нагрузках и, как следствие, более высоких температурах.

Для характеристики микроструктуры на рис. 6–8 использованы следующие обозначения: 1 – микротрещины; 2 – пластификация; 3 – треки интерметаллидов; 4 – отслоение; 5 – поры; 6 – пористо-капиллярная текстура; 7 – обломки; 8 – карбиды вольфрама (WC); 9 – интерметаллидное зерно; 10 – карбиды хрома (Cr_3C_2).

Импульсное лазерное пятно удаляет или уменьшает размеры микротрещин и закрывает мелкие поры. В исследованном диапазоне параметров лазерной обработки можно выделить два случая формирования морфологии изношенных поверхностей. В одном из них наблюдается преобладание более или менее однородных слоев в виде связанных между собой отдельных участков (рис. 6, в, д). В этих областях можно выделить усиление адгезии, а также появление заломов. Это характерно для меньшей скорости лазерного излучения, 100 мм/мин, независимо от значений площади лазерного пятна. В результате адгезионного разрушения поверхности переплавленной бронзы наблюдается отслоение поверхностного слоя и его шелушение, а абразивный износ практически отсутствует.

При меньших плотностях энергии (рис. 6, *з*), то есть при минимизации адгезионных изменений, наблюдается губчато-капиллярная текстура. Однако при минимальной плотности энергии на поверхности износа наблюдаются две зоны: зона с губчато-капиллярной текстурой и зона очень гладких полос. Однако при этом появляются довольно крупные обломки и микротрещины (рис. 6, *е*), а также толстый след траектории движения зерен интерметаллида).

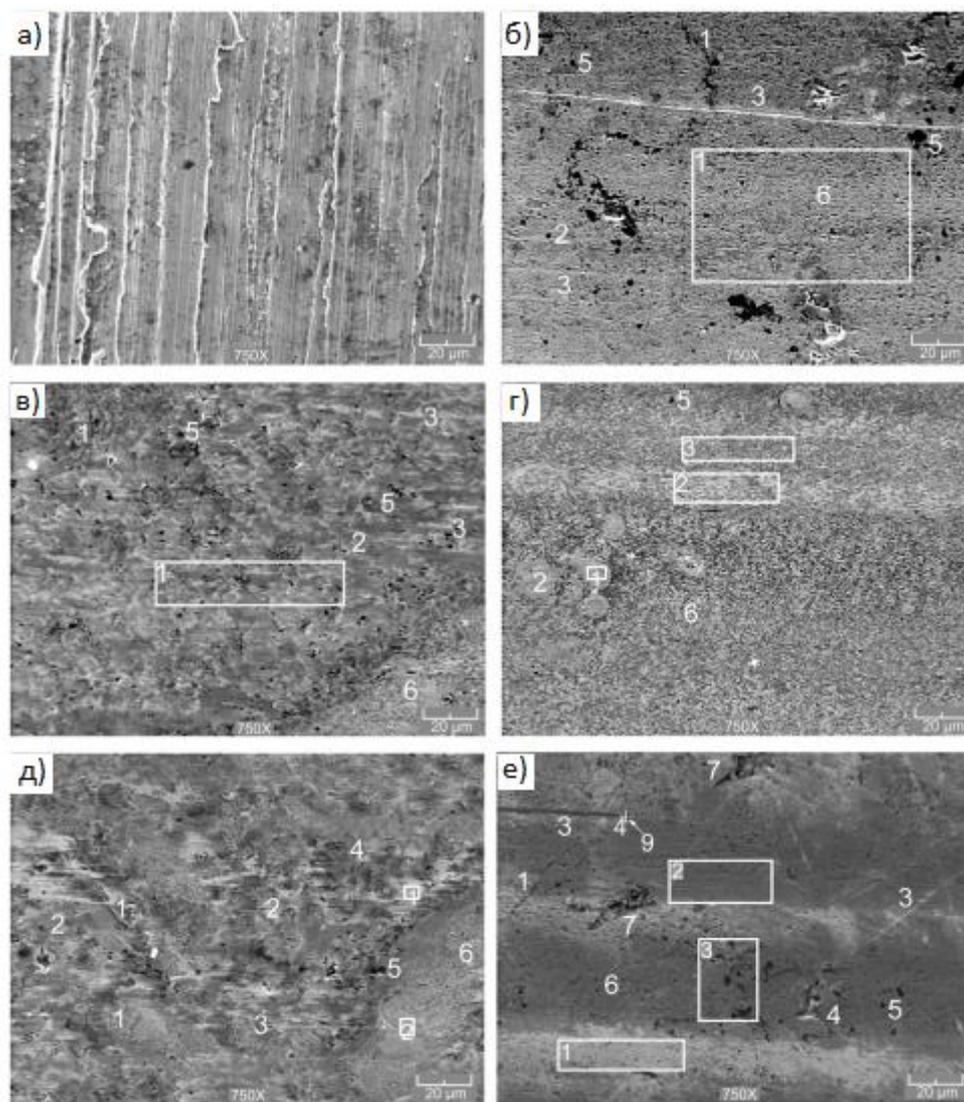


Рис. 6. Изображения поверхности после шлифования (*а*) и изношенных поверхностей, сформированных плазменным напылением (*б*) и лазерным переплавом при различных параметрах лазерной обработки: *в* – 100 мм/мин, 1 мм²; *з* – 300 мм/мин, 1 мм²; *д* – 100 мм/мин, 3 мм²; *е* – 300 мм/мин, 3 мм²

Изношенные поверхности образцов после лазерного легирования карбидами вольфрама показаны на рис. 7. В целом заметно присутствие карбидов вольфрама (WC) (8) при различных условиях трения, но при малой площади лазерного излучения и высокой скорости большая часть карбидов растворяется в бронзовой матрице (рис. 7, *в*). В то же время при различных значениях параметрах лазерной обработки выявляется наличие губчато-капиллярного эффекта (6). Наиболее ярко это явление проявляется при скорости

100 мм/мин и площади лазерного пятна 3 мм², что видно на рис. 7, в. При других условиях легирования значение плотности энергии лазерного пятна не обеспечивает полного растворения карбидов вольфрама. Их присутствие на поверхностях трения очень велико (рис. 7, а, б, г), а интенсивность изнашивания легированной бронзы низкая, как это было показано на рис. 7, б. В большинстве исследованных случаев микротрещины *T* (1) на изношенных поверхностях отсутствуют, за исключением рисунка 7, г. Поры (5) также присутствуют независимо от значений параметров обработки, а при высоких значениях площади пятна независимо от скорости излучения наблюдаются небольшие области пластификации (2).

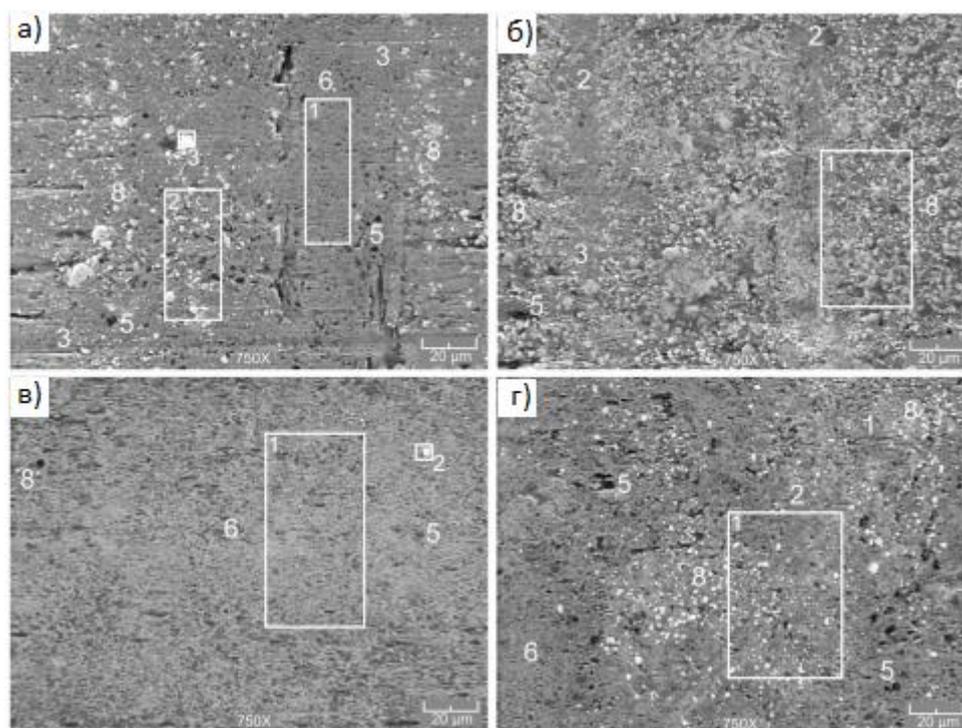


Рис. 7. Изображения изношенных поверхностей, образованных лазерным легированием карбидами вольфрама (WC) при различных параметрах лазерной обработки: а – 100 мм/мин, 1 мм²; б – 300 мм/мин, SLS 1 мм²; в – 100 мм/мин, 3 мм²; г – 300 мм/мин, 3 мм²

Изношенные поверхности образцов после лазерного легирования карбидами хрома показаны на рис. 8. В отличие от легирования карбидами вольфрама, карбиды хрома (10) на изношенных поверхностях значительно уменьшаются. При этом независимо от условий легирования наблюдаются микротрещины (1) и текстурная пластическая деформация (2) участков изношенной поверхности. Присутствуют очень мелкие интерметаллические соединения (единичные следы 3), а также поры (5).

Единичные карбиды хрома были зарегистрированы в порах бронзовой матрицы, как это видно на рис. 8, б, область 2 и рис. 8, г. Размеры карбидов хрома (Cr_3C_2) значительно меньше размеров карбидов вольфрама (WC), что подтверждает растворение первых в бронзовой матрице; изношенные поверхности равномерно окислены; в зону трения впитываются молекулы масла, содержащие серу.

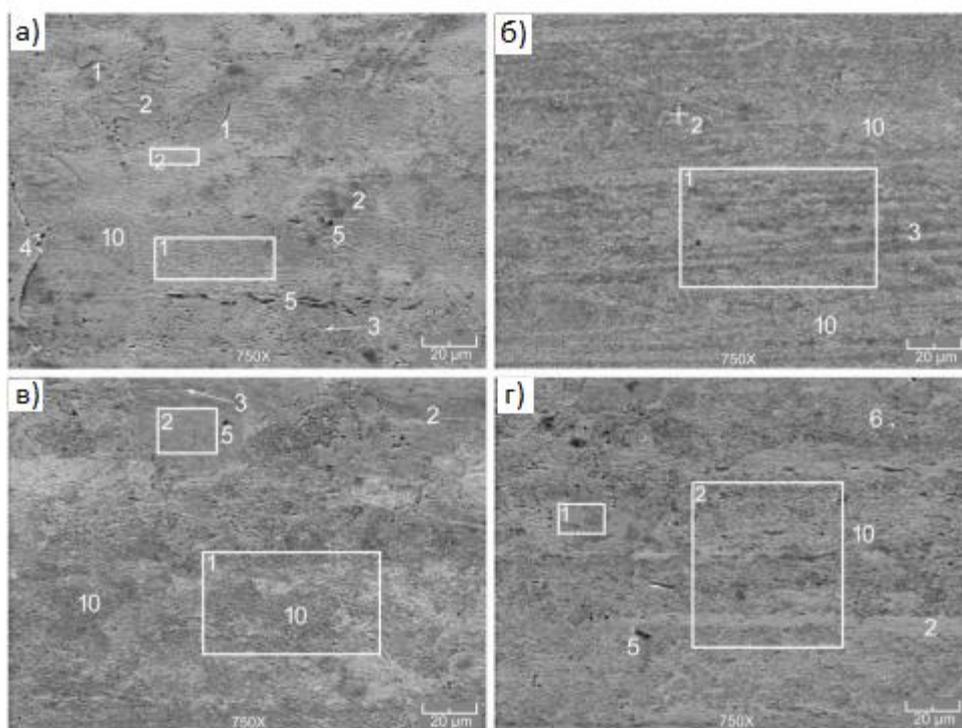


Рис. 8. Изображения изношенных поверхностей, сформированных лазерным легированием карбидами хрома (Cr^3C^2) при различных параметрах лазерной обработки:
a – 100 мм/мин, 1 мм²; *б* – 300 мм/мин, 1 мм²; *в* – 100 мм/мин, 3 мм²; *г* – 300 мм/мин, 3 мм²

Обобщая описанные РЭМ-анализ, можно сделать вывод, что лазерное легирование бронзы твердыми частицами карбидов металлов при лазерном переплаве поверхностного слоя серьезно изменяет свойства и микроструктуру этого слоя. Значительные изменения происходят в процессе трения на изнашиваемых поверхностях. На бронзовых поверхностях формируется губчато-капиллярная текстура с одновременной притиркой и выглаживанием стальных поверхностей. Эти эффекты при дополнительном положительном влиянии смазочного масла, находящегося в микроозерах губчато-капиллярной текстуры, обеспечивают многократное снижение интенсивности изнашивания и могут рассматриваться как основа для дальнейшего научного и практического применения.

Выводы.

В данной работе описано поведение при износе бронзы БрА7Н6Ф, полученной лазерным переплавом и легированной карбидами вольфрама (WC) и карбидами хрома (Cr_2C_3). По результатам исследования можно сформулировать следующие выводы.

Микротвердость уменьшается пропорционально расстоянию от переплавленной поверхности, а глубина упрочнения составляет $\sim 0,3$ мм. Глубина изменения микротвердости практически не зависит от скорости лазерного излучения. Упрочнение карбидами вольфрама (WC) выше на $\sim 10\%$ по сравнению с упрочнением карбидами хрома (Cr_3C_2).

Параметры лазерного легирования практически не влияют на мгновенные коэффициенты трения, которые составляют 0,1–0,12 при нагрузках 500 Н и 1000 Н. Температуры в зоне трения стабильны и невелики, однако при нагрузке 1000 Н они существенно возрастают, достигая ~ 130 °С.

В зависимости от условий лазерного переплава интенсивность изнашивания снижается в 1,3–6,8 раза по сравнению с той, которая достигается при плазменном напылении.

По сравнению с плазменным напылением лазерное легирование твердыми карбидами гораздо эффективнее. При нагрузке 500 Н он имеет преимущество до 5–6 раз, а при нагрузке

1000 H преимущество легирования очень велико: при применении карбида хрома (Cr_3C_2) – в 15–20 раз, а при применении карбида вольфрама (WC) – даже в 20–30 раз.

При лазерном легировании карбидом вольфрама увеличение скорости лазерного излучения снижает интенсивность изнашивания, а при легировании карбидом хрома (Cr_3C_2) – увеличивает. При низкой скорости лазерного излучения часть карбидов вольфрама растворяется в бронзовой матрице.

ЛИТЕРАТУРА

1. Devojno O. G., Feldshtein E., Kardapolava M. A., Lutsko N. I. On the formation features, structure, microhardness and tribological behavior of single tracks and coating layers formed by laser cladding of Al-Fe powder bronze. Surf Coat Technol 2019; 358:195–206. – Mode of access: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2018.11.014>. – Date of access: 13.11.2023.

2. Shah P., Khanna N., Zadafiya K., Bhalodiya M., Maruda R. W., Krolczyk G. M. In-house development of eco-friendly lubrication techniques (EMQL, Nanoparticles + EMQL and EL) for improving machining performance of 15–5 PHSS. Tribol Int 2020; vol. 151:106476.

3. Sirin S., Akincioğlu S., Gupta M. K., Kivak T., Navneet K. A. Tribological performance of vegetable-based oil combined with GNPs and hBN nanoparticles on the friction- wear tests of titanium grade 2. Tribol Int 2023; vol. 181. Article number 108314.

4. Yin T. Y., Zhang S., Wang Z. Y., Zhang C. H., Liu Y., Chen J. Effect of laser energy density on microstructural evolution and wear resistance of modified aluminum bronze coatings fabricated by laser cladding. Mater Chem Phys 2022;285:126191. – Mode of access: <https://doi.org/10.1016/j.matchemphys.2022.126191>. – Date of access: 13.11.2023.

5. Chand R., Sharma V. S., Trehan R., Gupta M. K., Sarikaya M. Investigating the dimensional accuracy and surface roughness for 3D printed parts using a multi-jet printer. J Mater Eng Perform 2023;vol. 32(Issue 3):1145–59.

6. Airao J., Nirala C. K., Bertolini R., Krolczyk G. M., Khanna N. Sustainable cooling strategies to reduce tool wear, power consumption and surface roughness during ultrasonic assisted turning of Ti-6Al-4V. Tribology Int 2022; Volume 169:107494.

Поступила 13.12.2023

УДК 621.793

Косякова И. М., Кардаполова М. А.

ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ЛАЗЕРНОГО ЛЕГИРОВАНИЯ НИТРИДОМ АЛЮМИНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ СЕРОГО ЧУГУНА НА ФАЗОВЫЙ СОСТАВ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

Изучено влияние параметров лазерной закалки и легирования нитридом алюминия деталей из серого чугуна на интенсивность износа в условиях со смазочным материалом. Исследованы изменения фазового состава покрытий в зависимости от режимов обработки, а также влияние фазового состава на интенсивность износа.

Одним из широко применяемых материалов в машиностроении является серый чугун. Широкое применение он нашел благодаря своим хорошим литейным свойствам и относительно невысокой стоимости. Однако возникает необходимость в упрочнении поверхностного слоя чугунных деталей [1–2].

Одним из эффективных способов поверхностного упрочнения чугунных деталей является лазерная закалка [3–4]. Однако, значительное повышение свойств поверхностного слоя можно достигнуть лазерным легированием, предусматривающим введение легирующих компонентов в процессе лазерного переплава поверхности. Оно обеспечивает формирование композиционного поверхностного слоя, включающего легированную матрицу с равномерно распределенными твердыми составляющими. Применительно к изделиям из серого чугуна доказана эффективность лазерной обработки с оплавлением поверхности и с добавлением легирующих компонентов, однако, такие исследования носят фрагментальный характер [5–6]. Для непосредственного применения и разработки технологических процессов поверхностного упрочнения чугунных деталей необходимо изучить влияние каждого технологического параметра процесса лазерного легирования на структуру поверхностного слоя, его физико-механические и эксплуатационные характеристики. Информация, полученная в результате этих исследований, позволит выявить механизмы формирования износостойкого слоя и установить связь между параметрами лазерной обработки и трибологическими свойствами.

Целью работы является изучение фазового состава и трибологических свойств деталей из серого чугуна после лазерного легирования нитридом алюминия в условиях трения со смазочным материалом.

В качестве исходного материала использовали серый чугун СЧ20. Он имеет перлитно-ферритную микроструктуру и содержит в %: 3,10–3,40 С, 1,90–2,30 Si, 0,60–0,90 Mn, $\leq 0,15$ % P и S. Серый чугун СЧ20 имеет твердость в состоянии поставки 170–210 HB, предел прочности при растяжении 200 МПа, предел прочности при сжатии 800 МПа и напряжение сдвига 230 МПа.

В качестве легирующего компонента использовали порошковый нитрид алюминия грануляцией 20 мкм, так как он по диаграмме двойных сплавов с железом образует металлические соединения – алюминиды железа, ограниченный твердый раствор как со стороны Fe, так и Al и соединения AlN [8]. Нитрид алюминия характеризуется очень высокой механической прочностью, высокой твердостью (около 12 ГПа) и высокой температурой плавления (2200 °C) [9].

Взаимное влияние диаметра лазерного луча и скорости плавления оценивалось с помощью 2²-факторной схемы, при диаметре луча лазера 1 мм и 2 мм и скорости перемещения лазерного луча 100 мм/мин и 600 мм/мин. Коэффициент перекрытия составлял 1,0. Легирующие компоненты наносились на поверхность чугуна в виде обмазки. После высыхания ее толщина составляла 0,1–0,05 мм.

Исследования микротвердости проводили на приборе ПМТ-3. Исследования интенсивности изнашивания при различных условиях нагружения при трении со смазкой провели на машине трения типа Amsler A–135 по PN-79/H-04329 по схеме «ролик (закаленная сталь 45) – плоский образец с покрытием». Рентгеновские съемки производили на дифрактометре ДРОН 3.0 при скорости поворота образца 1 град/мин в медном монохроматизированном излучении в максимально возможном интервале углов от 10° до 75° для качественного и количественного фазового анализа. Результаты рентгеноструктурного анализа были обработаны с помощью программного обеспечения ARSANAL («Автоматизация обработки результатов рентгеноструктурного анализа»).

Результаты и обсуждение. В результате предыдущих исследований [10] было установлено, что после лазерной закалки микротвердость серого чугуна увеличилась в 3,2–3,4 раза, а после лазерного легирования нитридом алюминия – в 5,5–7,9 раз. Поэтому, можно утверждать, что лазерное легирование, в сравнении с лазерной закалкой, является более эффективным способом поверхностного упрочнения для деталей из серого чугуна.

В результате исследований были проанализированы влияние режимов лазерной обработки на микротвердость и глубину зоны лазерного воздействия после легирования нитридом алюминия (рис. 1).

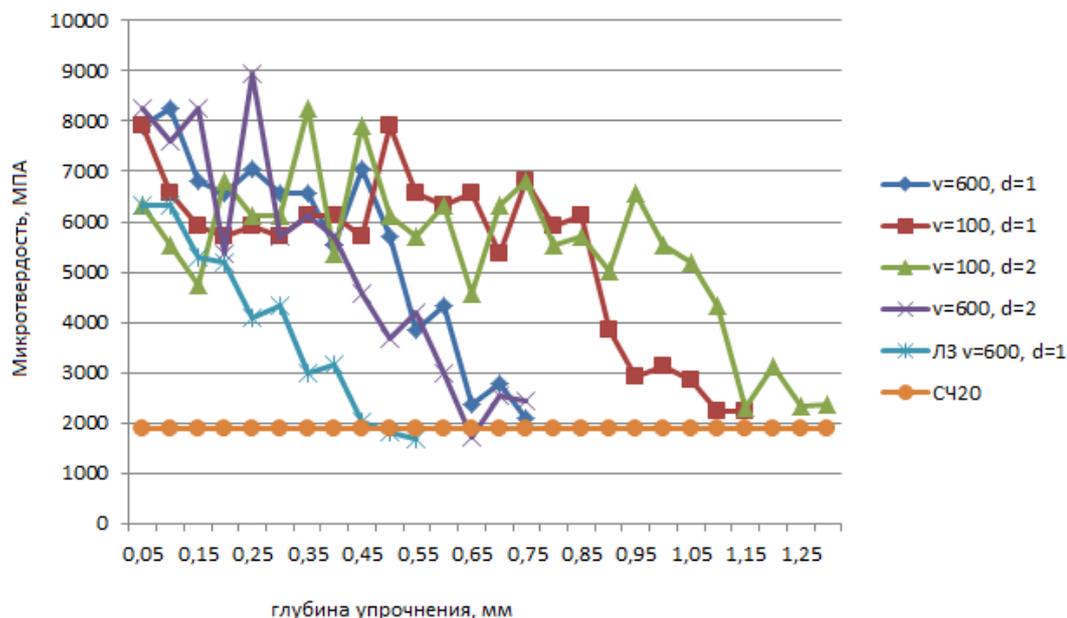


Рис. 1. Зависимость микротвердости и глубины зоны лазерной воздействия после лазерного легирования AlN от скорости и диаметра луча лазера

Как видно из рис. 1, на глубину зоны лазерного воздействия в большей степени влияет скорость перемещения луча лазера. При этом, корреляция отрицательная, т. е. максимальная глубина наблюдается при скорости перемещения луча лазера 100 мм/мин и составляет 1,05–1,2 мм. Между скоростью перемещения луча лазера и микротвердостью наблюдается положительная корреляция, т. е. максимальное значение микротвердости на поверхности наблюдается при скорости перемещения луча лазера 600 мм/мин и составляет 7900–8200 ГПа. График зависимости средней микротвердости в зоне оплавления от режимов обработки представлен на рис. 2.

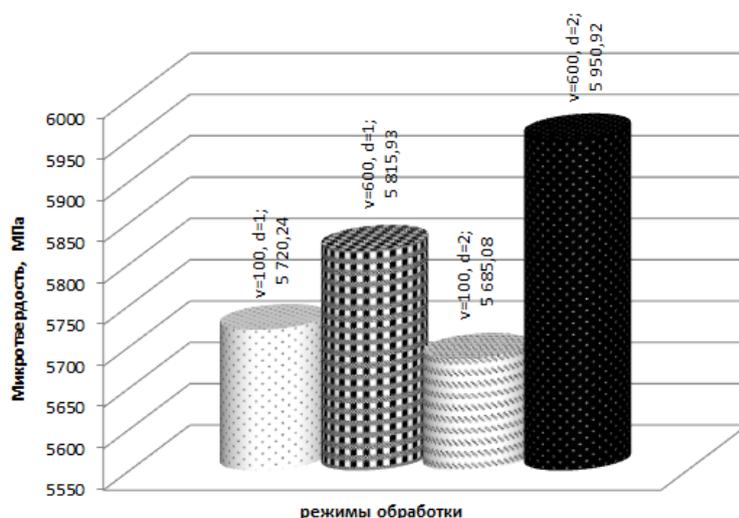


Рис. 2. Зависимость средней микротвердости в зоне оплавления от режимов обработки

Как видно из рис. 2 средняя микротвердость в зоне оплавления зависит от скорости перемещения луча лазера. Наибольшая средняя микротвердость наблюдается при скорости перемещения луча лазера 600 мм/мин и составляет 5950,92 МПа.

Так как значение микротвердости коррелируют с режимами обработки, то представляет интерес исследование фазового состава после лазерного легирования при различных режимах обработки. На рис. 3 представлен фазовый состав для серого чугуна в состоянии поставки и после лазерной закалки.

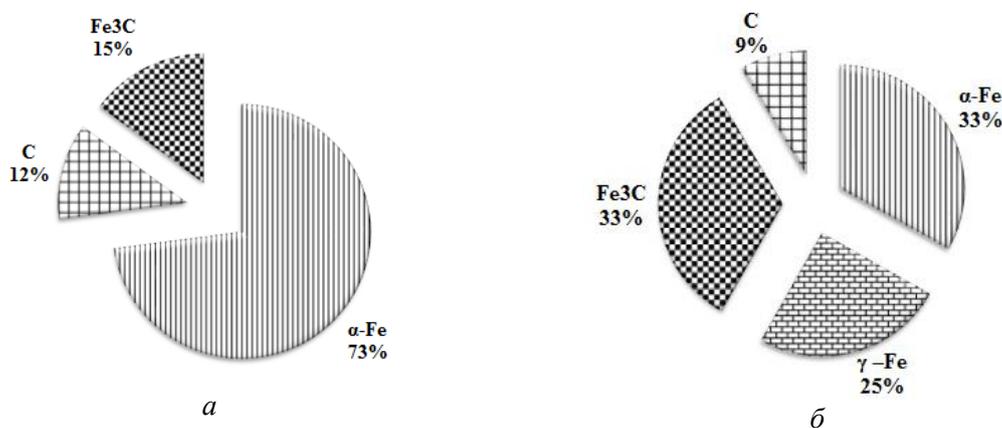


Рис. 3. Фазовый состав чугуна: (а) в исходном состоянии, (б) после лазерной закалки при режимах $V = 100$ мм/мин, $d = 1$ мм

Чугун в состоянии поставки (рис. 3, а) имеет три фазы – α -Fe, цементит и углерод. После лазерной закалки (рис. 3, б), как было выявлено в результате рентгеновского анализа, наблюдаются изменения в содержании основных структурных компонентов – имеются линии γ -Fe, α -Fe, Fe₃C и C, при том, что аустенита в сером чугуне в состоянии поставки вообще не наблюдается. Как было уже доказано [11], количество различных фаз зависит от режимов обработки, например, количество аустенита в серых чугунах после лазерной закалки колеблется в пределах (25–65) %, цементита – (10–45) %, α -Fe – (5–50) %.

Представляет интерес изучить влияние параметров лазерной обработки и легирования на количественный и качественный фазовый состав серого чугуна после лазерного легирования нитридом алюминия, который представлен на рис. 4.

Если сравнить лазерную закалку и лазерное легирование при одинаковых режимах, то можно заметить, что количество твердого раствора, углерода и карбидов меньше при лазерном легировании, чем при лазерной закалке.

Как видно из рис. 4 максимально содержание Al (19 %) и оксидов железа (18 %) наблюдается при минимальной скорости перемещения луча лазера и минимальном диаметре луча лазера ($d = 1$ мм, $v = 100$ мм/мин). При $d = 2$ мм, $v = 100$ мм/мин присутствует максимальное содержание углерода (7 %), карбидов (14 %) и оксидов алюминия (17 %). При увеличении скорости до 600 мм/мин и диаметре лазерного луча 1 мм наблюдается максимальное содержание нитрида алюминия (8 %) и твердого раствора (42 %).

При максимальной скорости обработки и максимальном диаметре лазера ($d = 2$ мм, $v = 600$ мм/мин) получено максимальное содержание алюминидов железа (33 %). При данном режиме обработки также наблюдается максимальная средняя микротвердость в зоне оплавления (рис. 2).

Интенсивность износа при различных режимах лазерного легирования нитридом алюминия (AlN), различных режимах лазерной закалки (ЛЗ) и серого чугуна в состоянии поставки представлена на рис. 5.

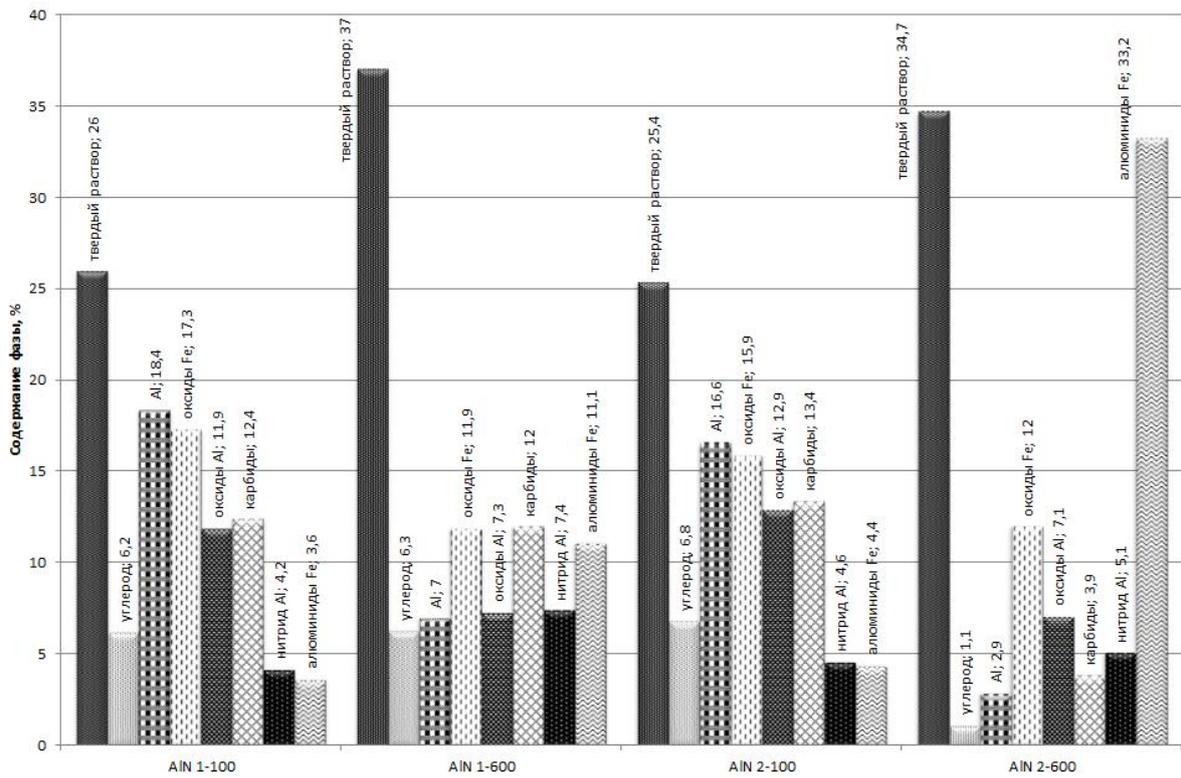


Рис. 4. Фазовый анализ после лазерного легирования нитридом алюминия при различных режимах обработки

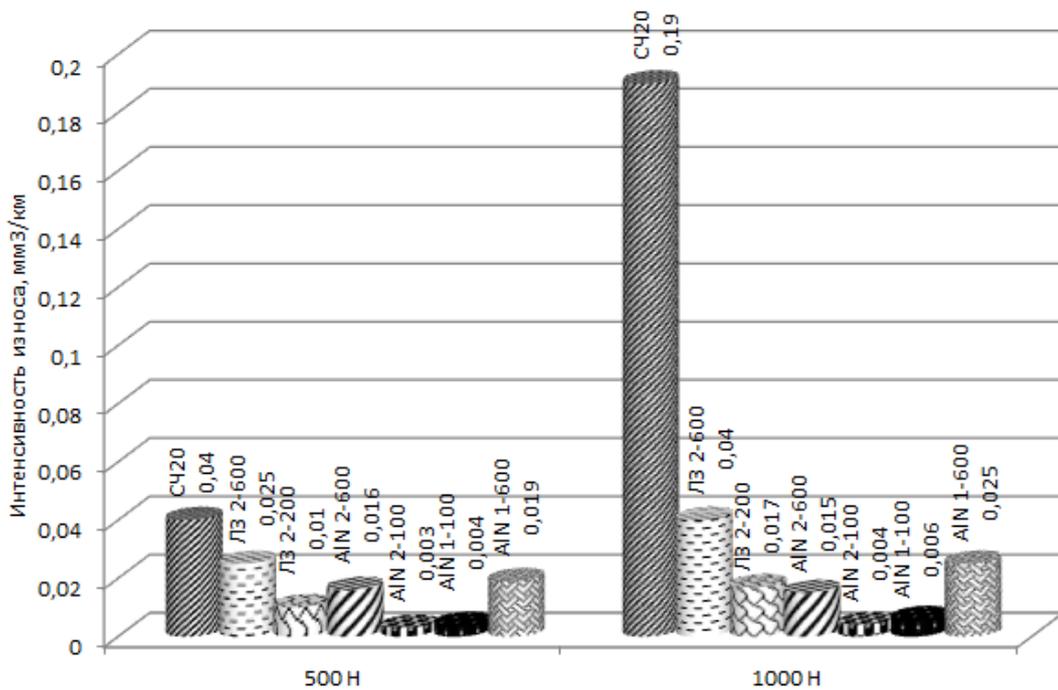


Рис. 5. Диаграмма значений интенсивности износа необработанного чугуна (СЧ20), чугуна после лазерной закалки (ЛЗ) и после лазерного легирования (AIN)

Лазерная закалка уменьшает интенсивность износа и это хорошо видно при высоких нагрузках. Кроме того, интенсивность износа при скорости перемещения лазерного

луча 100 мм/мин значительно ниже, чем при скорости перемещения лазерного луча 600 мм/мин. Аналогичная картина наблюдается и для лазерного легирования, т. е. образцы после обработки со скоростью перемещения лазерного луча $v = 100$ мм/мин достигают значительно меньших значений интенсивности износа, чем образцы после обработки со скоростью перемещения лазерного луча $v = 600$ мм/мин. Из рис. 5 видно, что диаметр лазерного луча на интенсивность износа не оказывает значительного влияния.

Лазерное легирование позволило значительно уменьшить интенсивность износа – минимальная интенсивность износа наблюдается после лазерного легирования нитридом алюминия при скорости перемещения луча лазера 100 мм/мин и при диаметре 1 мм и 2 мм, и она составляет $0,003$ мм³/км при интенсивности износа необработанного чугуна $0,04$ мм³/км.

Если сравнить значения микротвердости и интенсивности износа при различных режимах (рис. 1 и 5), то можно увидеть, что режимы, при которых наблюдается максимальная микротвердость, не соответствуют режимам, при которых наблюдается минимальная интенсивность износа. Можно предположить, что на микротвердость и на интенсивность износа оказывают влияние различные структурные состояния упрочненного слоя.

Из рис. 4 и 5 видно, что и на фазовый состав и на интенсивности износа оказывают влияние режимы лазерной обработки, т. е. скорость перемещения луча лазера и диаметр лазерного луча [4].

Основной вопрос исследования – существует ли корреляционная зависимость между интенсивностью износа деталей из серого чугуна после лазерного легирования нитридом и факторами, определяющими их структуру (в основном фазовым составом). Для ответа на этот вопрос был проведен корреляционный анализ полученных результатов. Корреляции между основными оптимизационными параметрами (износостойкостью и микротвердостью покрытий) и факторами, определяющими структуру покрытий, оценивались с помощью программы «Approximator».

Для каждой пары факторов были рассчитаны парные коэффициенты корреляции для всех возможных взаимодействий.

Результаты корреляционных расчетов между структурными параметрами и величиной интенсивности изнашивания приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Корреляционные зависимости между фазовым составом и интенсивностью износа деталей из чугуна после лазерного легирования при нагрузке 500 Н

Фаза и микротвердость	Уравнения корреляции	Коэффициент корреляции
<i>AlN</i>		
твердый раствор Fe	$Y = -0,032 + 0,0013X$	0,99
карбиды	нет	нет
нитриды	$Y = 0,042 - 0,1604/X$	0,87
алюминиды	$Y = 0,0205 - 0,0644/X$	0,91
Al	$Y = 0,0218 - 0,0011X$	0,92
Упрочняющая фаза Микротвердость	$Y = 0,0333 - 6072/X$	0,86
	нет	нет

Можно сделать вывод, что на интенсивность износа в первую очередь оказывает влияние количество твердого раствора, что четко прослеживается в табл. 2. Именно между интенсивностью изнашивания и количеством упрочняющей фазы для нитрида алюминия наблюдается максимальный коэффициент корреляции – 0,99. При этом корреляция положительная, то есть максимальное значение интенсивности изнашивания наблюдается при максимальном количестве упрочненной фазы, что подтверждается на рис. 4 и 5.

Не наблюдается корреляционная зависимость между карбидами, микротвердостью и интенсивностью износа после лазерного легирования, что говорит о том, что упрочнение произошло за счет легирования матрицы.

Выводы.

1. Режимы лазерной обработки оказывают значительное влияние на микротвердость упрочненного слоя. Между скоростью перемещения луча лазера и микротвердостью наблюдается положительная корреляция, т. е. максимальное значение микротвердости на поверхности наблюдается при скорости перемещения луча лазера 600 мм/мин и составляет 7900–8200 ГПа.

2. Лазерное легирование оказывает существенное влияние на интенсивность износа. Трение при удельной нагрузке 500 Н приводит к следующим результатам: наименьшее значение интенсивности износа наблюдается при режиме обработки $d = 1$ мм $v = 100$ мм/мин и составляет $0,003$ мм³/км. Наибольшее значение интенсивности износа ($0,04$ мм³/км) наблюдается у необработанного серого чугуна. При нагрузке в 1000 Н наименьшее значение интенсивности износа $0,004$ мм³/км было отмечено при режиме обработки $d = 2$ мм $v = 100$ мм/мин, наибольшее значение – у необработанного серого чугуна ($0,19$ мм³/км).

3. На интенсивность износа в первую очередь оказывает влияние количество твердого раствора. Между интенсивностью износа и микротвердостью не наблюдается корреляционных зависимостей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Григорьянц, А. Г. Основы лазерной обработки материалов / А. Г. Григорьянц. – М.: Машиностроение, 1989. – 304 с.: ил.
2. Гилев, В. Г. Лазерное инжекционное легирование аустенитного чугуна ЧН16Д7ГХ титаном / В. Г. Гилев, Е. А. Морозов // Изв. вузов. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. – 2015. – № 3. – С. 44–52.
3. Gilev, V. Laser Quenching Of Axial Bearings In Submersible Multistage Pumps Made Of Steel-Brass Pseudo-Alloy / V. Gilev, E. Morozov, A. Khanov, T. Ablyaz // International Journ. of Applied Engineering Research. – 2015. – Vol. 10, № 20. – P 40861–40868.
4. Mordike, B. L. Improvement of wear properties by laser surface treatment / B. L. Mordike // Proc. 3d Eurohean Cjnf. Laser Treatment of Materials. ECLAT'90. 2 Vol. Eds. H. W. Bergmann, R/ Kupfer. – Vol. 1. – P. 371–376.
5. Чеканова, Н. Т. Исследование влияния мощного CO₂ – лазера и свойства чугунов, применяемых в автомобилестроении: Дисс. канд. тех. наук. – Завод ВТУЗ при Моск. автом. з-де им. И. А. Лихачева, 1981. – 187 с.
6. Ходаковский, В. М. Особенности лазерного упрочнения чугунных деталей судовых технических средств / В. М. Ходаковский, Е. П. Патенкова // Металлообработка. – 2003. – № 4. – С. 26–29.
7. Сафонов, А. Н. Изучение структуры и твердости поверхности железоуглеродистых сплавов после их оплавления лазерным излучением / А. Н. Сафонов // МиТОМ. – 1999. – № 1. – С. 7–10.
8. Диаграммы состояний двойных металлических систем: Справочник: В 3 т.: Т. 1 / под общ. ред. Н. П. Лякичева. – М.: Машиностроение, 1996. – 992 с.: ил.
9. Łyżwa K., Otrzymywanie i badanie właściwości nanoproszkyw azotku glinu, Politechnika Warszawska, Warszawa, 2011.
10. Feldshtein, Eugene On the Efficiency of Laser Alloying of Grey Cast Iron with Tungsten and Silicon Carbides / Eugene Feldshtein, Oleg Devojno, Justyna Patalas-Maliszewska, Marharyta Kardapolava, Iryna Kosyakova // Materials 2023, 16, 6230. – Mode of access: <https://doi.org/10.3390/ma16186230>. – Date of access: 30.10.2023.
11. Feldshtein, Eugene On the Microstructure, Microhardnes and Wear Behavior of Gray Cast Iron Surface Layer after Laser Strengthening / Eugene Feldshtein, Oleg Devojno, Szymon Wojciechowski, Marharyta Kardapolava, Iryna Kosyakova // Materials 2022, 15, 1075. – Mode of access: <https://doi.org/10.3390/ma15031075>. – Date of access: 30.10.2023.

Поступила 30.10.2023

Левшуков А. П.¹, Комаровская В. М.², Саковский В. И.¹

**ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ ГЕОМЕТРИИ И ШЕРОХОВАТОСТИ
ПОВЕРХНОСТИ МНОГОГРАННЫХ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫХ
ПЛАСТИН ИЗ ТВЕРДОГО СПЛАВА ГРУППЫ ТК**

1. ОАО «Минский завод шестерен», Минск, Беларусь
2. Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь

В данной работе приведены результаты промышленных испытаний многогранных неперетачиваемых пластин на ОАО «МЗШ». С целью получения объективных результатов, промышленные испытания проводились в равных условиях: одинаковые режимы и условия токарной обработки для всех МНП. Установлены оптимальные геометрия (радиус скругления режущей кромки 70–90 мкм) и шероховатость поверхности ($Ra = 0,3–0,4$ мкм) многогранных неперетачиваемых пластин. Результатами первого цикла испытаний является значительное увеличение стойкости пластин относительно базового показателя.

В машиностроительной отрасли на ряду с совершенствованием технологий металлообработки актуальной задачей является и увеличение объема производства как в штучном, так и в номенклатурном количестве, и вместе с увеличением объемов производства, прямо пропорционально увеличивается и расход режущих инструментов. Ввиду этого, актуальной задачей является увеличение жизненного цикла режущего инструмента, в том числе с применением современных износостойких покрытий. На ОАО «МЗШ» значительную долю механической обработки занимает токарная (~60 %), при этом в качестве режущего инструмента используются токарные резцы с многогранными неперетачиваемыми пластинами (МНП). Все МНП поставляются на предприятие с износостойкими покрытиями что позволяет увеличить их стойкости и обеспечивает существенный экономический эффект за счет снижения расхода инструмента. Средний расход пластин в год на ОАО «МЗШ» составляет около 6 000 шт., что в денежном выражении составляет около 1 000 000 бел. рублей, средняя доля инструмента в себестоимости изделий достигает ~3 %.

При использовании МНП с покрытиями основными факторами, влияющими на их износостойкость, являются:

– качество подготовки (в том числе и очистки) поверхности. Тут следует отметить, что этап подготовки поверхности предопределяет в первую очередь величину адгезии покрытия с основой. Основными факторами, влияющими на адгезию, являются: шероховатость поверхности инструмента, степень очистки, а также материал инструмента и износостойкого покрытия;

– материал покрытия. Выбор материала покрытия для режущих инструментов в основном зависит от вида обработки, режимов резания (скорость обработки, глубина резания, подача и т. д.) и обрабатываемого материала. Это обусловлено различием в требованиях к выполняемым функциям защитного покрытия;

– режимы формирования покрытия. От режимов нанесения износостойких покрытий зависит адгезия покрытия с основным материалом инструмента (для снижения влияния различия коэффициентов линейного расширения материалов между основой и функциональным покрытием наносят подслои), структура, физико-механические свойства покрытия.

На свойства изделий с покрытиями, в том числе и на износостойкость, также оказывает влияние метод формирования износостойких покрытий.

В связи с экономическими санкциями в Республике Беларусь остро встал вопрос поставки МНП с покрытиями. На данный момент основным поставщиком МНП является Китайская Народная Республика (КНР). В то же время на ОАО «МЗШ» установили, что при токарной обработке одной и той же детали при одинаковых режимах резания стойкость МНП значительно отличается в зависимости от производителя (в ряде случаев в 2 раза). В связи с этим остро встал вопрос определения оптимального состава МНП, что в дальнейшем позволит использовать данные заготовки для формирования износостойких покрытий, а это в свою очередь, как уже указывалось ранее, позволит предприятию получить значительный экономический эффект.

В данной работе представлены результаты исследования влияния состава, геометрии и шероховатости МНП на износостойкость инструмента (МНП) при токарной обработке изделий на предприятии ОАО «МЗШ». Первый цикл промышленных испытаний МНП проходил в период с 30.08.2021 по 18.07.2022 на ОАО «МЗШ» Республика Беларусь.

С целью получения объективных результатов, промышленные испытания МНП проводились в равных условиях (табл. 1): одинаковые режимы и условия токарной обработки для всех МНП. Для документирования результатов испытаний в нашем случае на предприятии составлялись акты.

Таблица 1 – Параметры первого этапа промышленных испытаний

Место проведения испытаний	МЦ-1, ОАО «МЗШ»
Оборудование	Токарный станок с ЧПУ H250T DOOSAN
Обрабатываемая деталь	50-1701048А «Шестерня скользящая»
Материал детали	Конструкционная легированная сталь марки 18ХГТ
Операция	Токарная чистовая
	Токарная черновая
Наименование, геометрия пластины	CNMG-120404
	CNMG-120408
	CNMG-120412
	WNMG-080408
	WNMG-080412
Поставляемые производители (стружколом)	LIFA, КНР (PM I, PM II, TM I, CQ)
	JXTC, КНР (GM I, GM II, KR. AMM)
	Betalent, КНР (PM I)
	БТК сплав, РБ (-)
Степень подготовки пластины перед нанесением покрытия	Подготовленная (полированная, скругленная)
	Неподготовленная

Выбор геометрии режущего инструмента обусловлен потребностями ОАО «МЗШ». Для сравнительного анализа использовались базовые результаты испытаний, зарекомендовавших себя в соотношении, цена/качество и постоянно применяемых на ОАО «МЗШ» многогранных непереключаемых пластин производителя SENO (КНР).

Экспериментальные исследования авторами данной работы проводились в несколько этапов. На первом этапе необходимо было установить оптимальный состав заготовок для изготовления МНП, которые в дальнейшем будут использоваться для нанесения износостойкого покрытия. Следует отметить, что на первом этапе пластины не подвергались полировке и не производилось скругление режущих кромок (рис. 1). Данное решение принято с целью снижения количества факторов, влияющих на результаты промышленных испытаний. В качестве параметра для выбора оптимального состава заготовки принята стойкость режущей пластины.



Рис. 1. Фото пластины (неполированная заготовка)

По результатам первого этапа были подобраны пластины с наибольшим периодом стойкости, который возможен с учетом всех факторов экспериментальных исследований (пластины без внекамерной подготовки (неполированные) и без покрытия). Следует отметить, что все три вида пластин от поставщика из КНР показали примерно одинаковый период стойкости (порядка 1–1,5 минут). При изучении поверхности износа пластин в основном были зафиксированы такие причины выхода из строя, как сколы и разрушение граней (рис. 2).



Рис. 2. Фото пластин со сколами

Следует отметить, что пластины от ООО «БТК-сплав» (РБ) при проведении первого этапа исследований показали значительный разброс значений периода стойкости (по отдельным позициям он составлял разницу более чем в 10 раз), что позволило определить оптимальный состав заготовки МНП для дальнейшего полирования и скругления. В данной работе не приводится процентное соотношение компонентов твердого сплава группы ТК в связи с подписанием договора между предприятиями о неразглашении данных (в актах экспериментальных исследований, которые хранятся на ОАО «МЗШ» сведения о составе МНП имеются).

На втором этапе первого цикла экспериментальных исследований определяли зависимость стойкости пластин от исходной шероховатости и радиуса скругления режущих кромок. Пластины подготавливались, выдерживая следующие диапазоны значений шероховатости – от 0,16 мкм до 0,90 мкм и радиуса скругления режущих кромок – от 42 мкм до 105 мкм.

Полировка и скругление режущих кромок пластин производились электролитическим методом, по технологии, которая является запатентованным изобретением Научно-технологического парка БНТУ «Политехник».

В ходе первого цикла опытно-промышленных работ было проведено более 150 испытаний. Результатами первого цикла испытаний является значительное увеличение стойкости пластин относительно базового показателя за счет определения оптимальных параметров подготовки поверхности МНП (шероховатость) и геометрии (радиус скругления режущих кромок). Результаты стойкости МНП, прошедших полный цикл подготовки, относительно базовой стойкости пластин SENO, представлены в табл. 2.

Таблица 2 – Значение стойкости МНП, прошедших полный цикл обработки

Производитель	Геометрия	Стружколом	Классматериала	Стойкость относительно МНП SENO, %
LIFA	CNMG-120412	PM	I	165
LIFA	CNMG-120412	PM	II	110
Betalent	CNMG-120412	PM	II	120
JXTC	WNMG-080408	AMM	I	60

Данные по результатам испытаний пластин производства ООО «БТК-сплав» (Республика Беларусь) не включены в сводную таблицу, в связи с большим диапазоном показателей стойкости. Расширенный диапазон стойкости (меньше базового и превышающие базовое значение стойкости) на одинаковой геометрии характеризуется различным составом спекаемой смеси, что значительно влияет на конечный результат испытаний. На сегодняшний день, с целью определения оптимального состава и технологии получения заготовок в лаборатории БТК-сплав, проводятся расширенные испытания данных заготовок.

В результате проведенного первого цикла промышленных испытаний МНП определены оптимальные шероховатость ($Ra = 0,3-0,4$ мкм) и радиус скругления режущей кромки (70–90 мкм) при которых стойкость инструмента увеличивается по сравнению с базовой.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сединин, И. Н. Выбор марки сплава, покрытия и геометрических параметров режущей пластины для торцевого фрезерования высокоуглеродистой закаленной стали 95X18-Ш / И. Н. Сединин, В. Ф. Макаров // Вестник Брянского государственного технического университета. 2021. – № 4 (101). – С. 18–27.
2. Волков, Р. Б. Износ многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин при точении экспериментальной стали 75XГСФ / Р. Б. Волков // Известия МГТУ «МАМИ». – 2014. – № 1 (19). Т. 2. – С. 69–73.

Поступила 2.11.2023

УДК 004

Мисякова В. А., Ковалева И. Л.

ВЫБОР МОДЕЛИ НЕЙРОННОЙ СЕТИ ДЛЯ ОТСЛЕЖИВАНИЯ ДВИЖЕНИЯ РАБОЧЕГО ИНСТРУМЕНТА 3D-ПРИНТЕРА

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

С целью повышения качества и эффективности процесса 3D-печати целесообразно отслеживать движение рабочего инструмента 3D-принтера на основании обработки видеопотока, полученного с обычной телевизионной камеры (web-камеры), расположенной над рабочей зоной строительного 3D-принтера. Для этого предлагается использовать сверточные нейронные сети, которые доказали свое превосходство над классическими методами по точности детектирования. В статье проведен анализ существующих нейронных сетей с точки зрения перспективности их использования для

отслеживания движения рабочего инструмента 3D-принтера и предлагается использовать нейронную сеть YOLO, т. к. она показывает наилучшие результаты по точности и скорости детектирования объектов в режиме реально времени независимо от размеров объектов.

Введение. Для повышения стабильности и качества процесса 3D-печати в работе [1] предлагается выполнять оценку положения рабочего инструмента 3D-принтера, основанную на обработке данных о положении печатающей головки. Набор данных для анализа формируется с помощью обычной телевизионной камеры (web-камеры), расположенной над рабочей зоной 3D-принтера. Описываемый в указанной работе подход включает такие основные этапы как перевод в цветовую модель HSV, фильтрацию методом Гаусса и бинаризацию. Тестирование предлагаемого подхода продемонстрировало удовлетворительные результаты.

В настоящее время для отслеживания движения объектов (object tracking) широко применяются нейронные сети. В связи с этим необходимо оценить перспективность использования нейронных сетей, а также выбрать конкретную модели сети для определения траектории движения рабочего инструмента 3D-принтера.

Алгоритм отслеживания объектов. Задачи отслеживания объектов в видеопотоке разделяются на два основных типа: отслеживание одного объекта (single object tracking) и отслеживание нескольких объектов (multiple object tracking). Задача отслеживания движения рабочего инструмента 3D-принтера относится к первому типу и заключается в оценке или предсказании местоположения инструмента на каждом последовательном кадре видео. Для этого используются пространственная и временная информация, полученная после определения начальных координат инструмента.

В общем случае алгоритм отслеживания, представленный на рис. 1, начинается с обнаружения объекта в текущем кадре видеопотока, что приводит к получению информации о местоположении и размере объектов в виде ограничивающих рамок.

Далее создается описание и модель движения объекта, которые будут использоваться для прогноза положения объекта на следующем кадре. Для формирования приближенного представления перемещения объекта между кадрами используется линейная модель с постоянной скоростью. На следующем этапе обнаруженные объекты в текущем кадре связываются с уже захваченными. Для ограничивающей рамки каждой захваченной цели выбирается наиболее близкая ограничивающая рамка обнаруженного объекта в текущем кадре. В результате формируются выходные данные в видеопотоке в виде ограничивающих рамок с именем класса объекта, а также уникальным идентификатором.

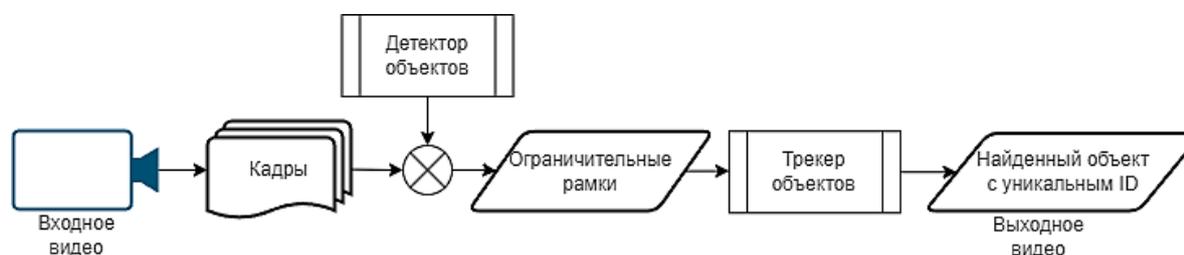


Рис. 1. Общий алгоритм визуального обнаружения и отслеживания объектов

Использование нейронных сетей для обнаружения объектов. Этап обнаружения объекта реализуется с использованием различных нейронных сетей, как правило, имеющих двухуровневые (two-stage) и одноуровневые (one-stage) архитектуры.

Двухуровневые архитектуры включают в себя два основных этапа обработки изображений:

На первом этапе предлагаются кандидаты для обнаружения объектов, так называемые регионы интереса (region proposals). Эти регионы выбираются сверточной нейронной сетью (convolutional neural network, CNN) для дальнейшего анализа.

Нейронная сеть анализирует каждый из предложенных регионов интереса, чтобы определить, содержит ли он объект и, если да, то какой класс объекта. Примерами двухуровневых архитектур являются Faster R-CNN [2] и R-FCN [3].

Одноуровневые архитектуры выполняют обнаружение объектов в один этап без явного этапа предложения регионов интереса. Эти архитектуры обрабатывают все изображение сразу и прогнозируют ограничивающие рамки и классы объектов. Среди одноуровневых архитектур наиболее популярны такие модели нейронных сетей как YOLO (You Only Look Once) [4] и SSD (Single Shot MultiBox Detector) [5].

Выбор модели нейронной сети. Для выбора модели нейронной сети для отслеживания движения рабочего инструмента был выполнен анализ результатов работы популярных сетей с различной архитектурой, представленных в работах [2], [3], [4] и [5]. В качестве метрики использовалась так называемая усредненная средняя точность (mean Average Precision, mAP).

Усредненная средняя точность определяется как

$$mAP = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N AP_i, \quad (1)$$

где AP_i – средняя точность для каждого класса объектов в наборе; N – количество классов объектов.

Чем выше mAP , тем лучше производительность модели обнаружения объектов. Она обеспечивает компромисс между точностью и полнотой в контексте обнаружения объектов, позволяя оценить, насколько хорошо модель находит объекты и как точно она это делает.

Сравнение результатов работы различных нейронных сетей проводилось на тестовом наборе PASCAL VOC (Visual Object Classes). Диаграмма результатов тестирования приведена на рис. 2.

Разрешение входного изображения и средства извлечения функций влияют на скорость обнаружения. На рис. 3 приведены самые высокие и самые низкие значения частоты кадров в секунду (frame per seconds, FPS). Тем не менее, приведенный ниже результат может быть весьма необъективным, поскольку измерения были проведены при разных значениях mAP.

Также был проведен анализ с помощью набора данных обнаружения объектов MS COCO (рис. 4).

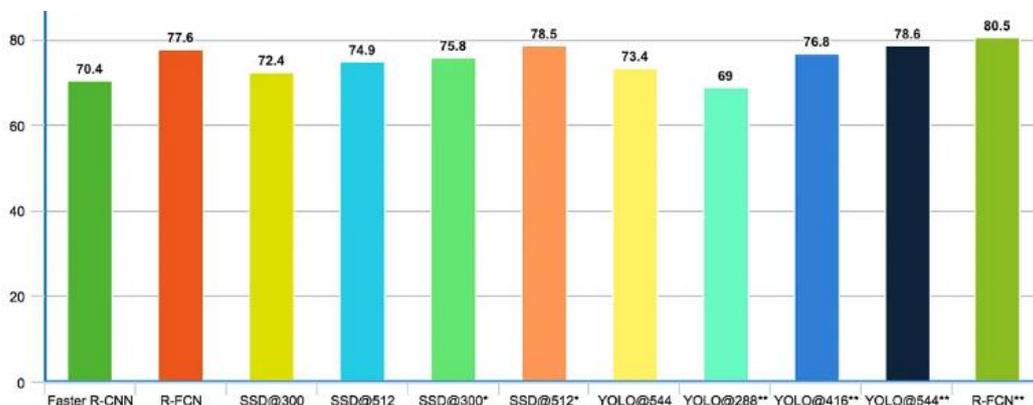


Рис. 2. Диаграмма mAP для тестового набора PASCAL VOC

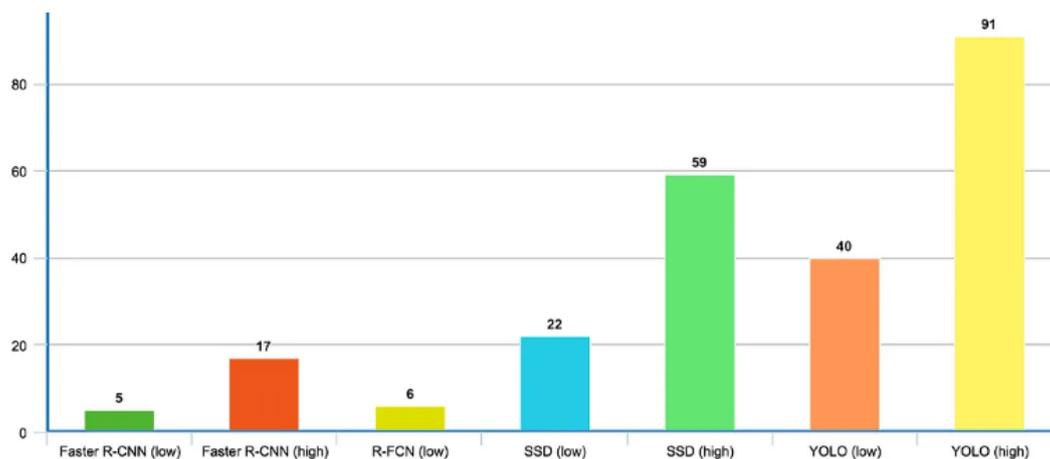


Рис. 3. Диаграмма сравнения детекторов по частоте кадров в секунду

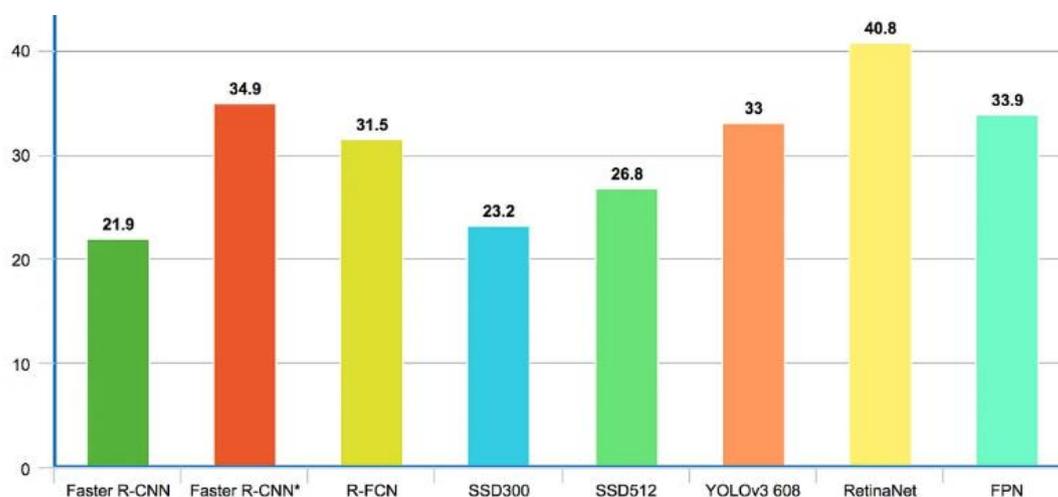


Рис. 4. Диаграмма сравнения детекторов по точности на испытательном наборе MS COCO

Все объекты на изображениях в данном наборе находятся в естественной среде, то есть в контексте, который типичен для них. На изображениях, как правило, присутствуют объекты разных классов, причем лишь 10 % изображений содержат объекты только одного класса. Все изображения сопровождаются аннотациями, хранящихся в формате JSON. В наборе данных MS COCO сложнее обнаруживать объекты, и обычно детекторы достигают гораздо более низкого значения *mAP*.

В результате анализа и исследований можно сделать вывод, что двухуровневые нейронные сети на основе регионов демонстрируют небольшое преимущество в точности, если скорость в реальном времени не требуется, в то время как одноуровневые предназначены для обработки видеопотока в реальном времени.

Таким образом, для решения задачи отслеживания движения рабочего инструмента 3D-принтера предлагается использовать одноуровневую нейронную сеть модели YOLO. В этой сети обнаружение объектов на изображении осуществляется за один подход благодаря CNN, которая создает прямоугольные области с оценками вероятности наличия в них объектов заданного класса, а также применения алгоритма подавления не максимальных значений (Non-Maximum Suppression, NMS) для исключения ложных срабатываний и объединения областей, содержащих один и тот же объект. Это позволяет YOLO обрабатывать большое количество кадров в секунду на графическом процессоре (GPU).

Заключение. Применение нейронной сети модели YOLO для решения задачи отслеживания движения рабочего инструмента 3D-принтера обеспечивает сохранение баланса между скоростью и точностью обнаружения рабочего инструмента 3D-принтера в реальном времени.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мисякова В. А., Азаревич Э. А., Ковалева И. Л. Основные этапы определения положения центра LED излучателя на изображении // Инновационные технологии, автоматизация и мехатроника в машино- и приборостроении: материалы XI международной научно-практической конференции / ред. кол.: Околов А. Р. (гл.ред.) [и др.]. – Минск : Бизнесофсет, 2023 – С. 107–109.
2. Faster R-CNN: Towards Real-Time Object Detection with Region Proposal Networks [Электронный ресурс] / Shaoqing Ren, Kaiming He, Ross Girshick, Jian Sun : Computing Research Repository (CoRR), 2016. – Режим доступа: <https://arxiv.org/pdf/1506.01497.pdf>, свободный. – Загл. с экрана. Яз. Англ. Дата доступа: 20.10.2023.
3. R-FCN: Object Detection via Region-based Fully Convolutional Networks [Электронный ресурс] / Jifeng Dai, Yi Li, Kaiming He, Jian Sun : Computing Research Repository (CoRR), 2016 – Режим доступа: <https://arxiv.org/pdf/1605.06409.pdf>, свободный. – Загл. с экрана. Яз. Англ. Дата доступа: 20.10.2023.
4. YOLO9000: Better, Faster, Stronger [Электронный ресурс] / Joseph Redmon, Ali Farhadi : Computing Research Repository (CoRR), 2016. – Режим доступа: <https://arxiv.org/pdf/1612.08242.pdf>, свободный. – Загл. с экрана. Яз. Англ. Дата доступа: 20.10.2023.
5. SSD: Single Shot MultiBox Detector [Электронный ресурс] / Wei Liu, Dragomir Anguelov, Dumitru Erhan, Christian Szegedy, Scott Reed, Cheng-Yang Fu, Alexander C. Berg : Computing Research Repository (CoRR), 2016. – Режим доступа: <https://arxiv.org/pdf/1612.08242.pdf>, свободный. – Загл. с экрана. Яз. Англ. Дата доступа: 20.10.2023.

Поступила 2.11.2023

УДК 621.91:02.

Муриддинов З. Н.¹, Яцкевич О. К.², Умаров Т.¹

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПОВЫШЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ СВЕРЛ С МНОГОГРАННЫМИ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ПЛАСТИНКАМИ

1. *Ташкентский государственный технический университет имени Ислама Каримова, г. Ташкент, Узбекистан*
2. *Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь*

В данной статье рассмотрены вопросы повышения надежности сверл с механическим креплением твердосплавных пластин. Получены результаты сравнительных испытаний в промышленных условиях при обработке отверстий. Сделаны соответствующие выводы о влиянии параметров на точность обработки.

Механическая обработка отверстий является одной из наиболее распространенная и в то же время наиболее сложная операция в машиностроении. Данная операция характеризуется очень большой номенклатурой инструмента различных конструкций и типоразмеров (спиральные, паровые, МНП) отличающихся между собой особенностями кинематики и процессе стружкообразования и износа рабочей части инструменте.

В основе повышения производительности процесс сверления твердосплавными сверлами лежит возможность увеличения скорости до такого предела, который ограничен лишь физико-механическими свойствами твердого сплава [1].

Начиная 1975 года по настоящее время зарубежными и отечественными инструментальными фирмами разработана и выпускается в промышленных масштабах достаточно широкая номенклатура сверл с МНП. Однако еще отсутствует система данных и рекомендаций по использованию сверл с механическим креплением твердосплавных пластин.

Требования предъявляемых к увеличению производительности механической обработки в 3–10 раз на операциях сверления неглубоких отверстий ($l = 2-3d$) ставят сверла с МНП вне конкуренции по отношению к спиральным.

Использование сверл со сменными неперетачиваемыми пластинами позволяет полностью отказаться от дорогостоящей перетачиваемыми пластинами позволяет полностью отказаться от дорогостоящей переточки.

Замена пластин может быть произведена менее чем за минуту, даже без снятия сверл со станка [2].

Эффективность применения сверл с МНП обусловлена прежде всего жесткой технологической наладкой станков с ЧПУ и специальной конструкцией режущей части инструмента. Во всех имеющихся конструкциях сверл с МНП режущей пластины расположены таким образом, чтобы отсутствовала поперечная режущая кромка, которая у спиральных сверл приводит к значительному повышению осевой силы в два раза повышает динамическую устойчивость сверл с МНП и соответственно обрабатывать отверстия с точности в пределах 10...12 квалитетов, не смотря на то, что инструмент не имеет центрирующих элементов, таких как у спирального сверла [3].



Рис. 1. Общий вид безперемычных сверл с МНП Ø 25 мм

Испытания подвергалась опытная партия сверл Ø 25 мм, при обработке отверстий на стали 12Х18Н10Т и стали 45. Поэтому величина увода сверла МНП практически осталась неизменной, а спирального сверла она возросла в 2,0 раза.



Рис. 2. Сверления отверстий при сверлении с МНП

Сверление отверстий при сверлении с многогранными неперетачиваемые пластинами в сталях 12Х18Н10Т и стали 45 показано на рис. 2.

На рис. 3. показано наружный вид заготовки из стали 45 на станке модели 6М82Г после сверления.



Рис. 3. Наружный вид заготовки из стали 45 на станке модели 6М13В после сверления

Режимы резания сверл с МНП значительно отличается от режимов для всех типов сверл, имеющих перемычку.

На рис. 4. предоставлены данные, экспериментальных исследований характеризующий влияние скорости резания на увод оси сверл при обработке отверстий.

Технологические процессы машиностроительного производства, особенно процессы обработки резанием конструкционных материалов, очень сложны по своей физико-химической природе. До сих пор отсутствуют принятые всеми аналитические модели, точно описывающие закономерности процессов [4].

Поэтому по полученным данным находим такую кривую, которая бы наилучшим образом аппроксимировала экспериментальные точки. Точки на графике показывают

ломаную линию, состоящую из нескольких отрезков и они соответствуют нелинейной регрессионной модели.

Выражение, устанавливающее связь между случайной зависимой и детерминированной независимой переменной, представляет собой уравнение регрессии.

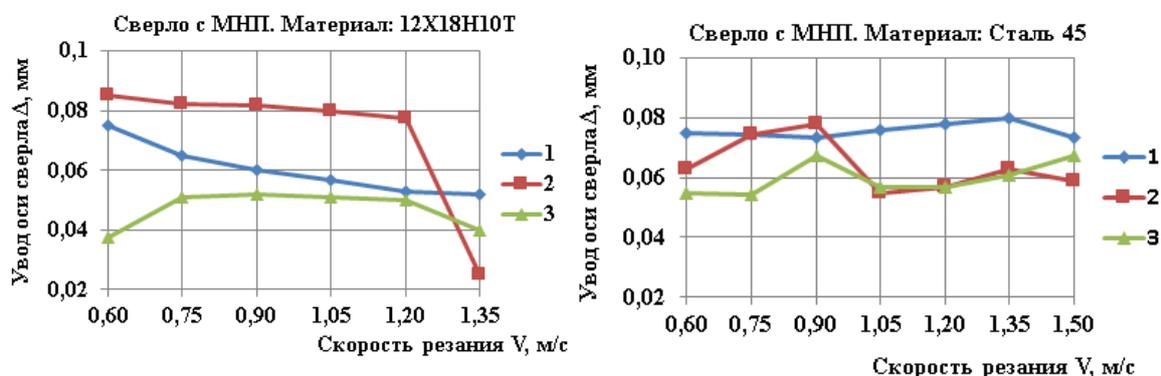


Рис. 4. Влияние скорости резания на увод оси сверла при сверлении в сплошной заготовке: 1 – начало отверстий; 2 – середина отверстий; 3 – конец

Модель, основанная на уравнении регрессии, является регрессионной моделью.

С помощью известных методов построения регрессионных моделей получены модели, описывающие величину увода сверла при изменении скорости резания (рис. 5) [5].

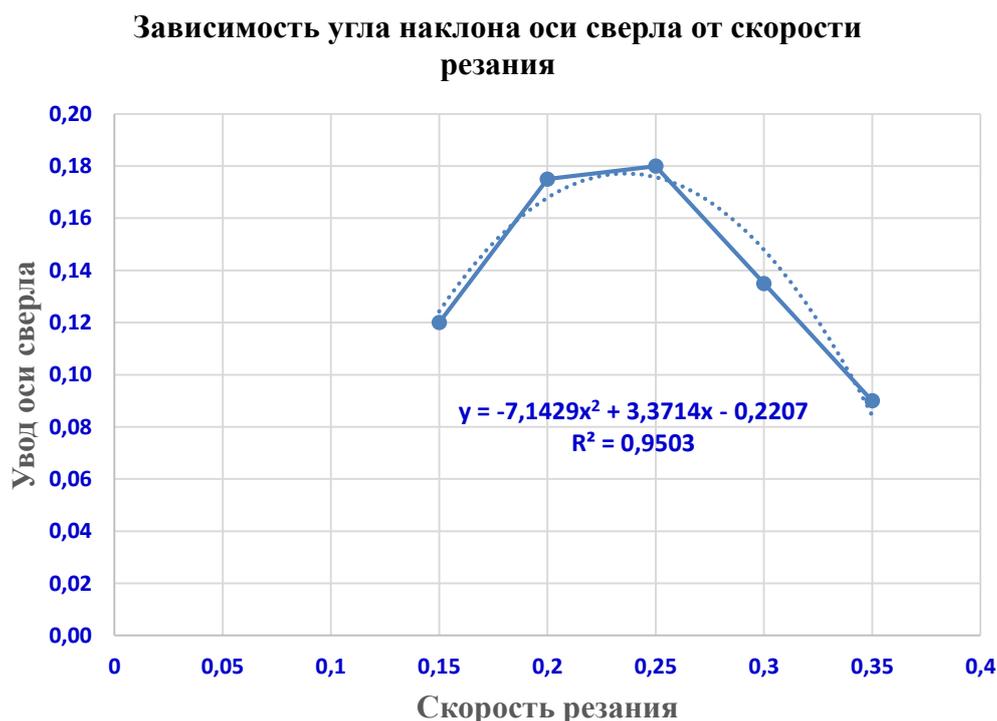


Рис. 5. Влияние скорости резания на увод оси сверла при сверлении

По графику можно сделать следующие выводы. С увеличением угла увода оси сверла (y) скорость резания (x) снижается. Это значит, что более угол наклона оси сверла приводит к меньшей скорости резания.

Из графика можно сделать вывод, что выбор угла наклона оси сверла оказывает влияние на скорость резания, а оптимальный угол может помочь добиться более эффективного процесса сверления.

Работа осуществлялась при финансовой поддержке БРФФИ в рамках договора на выполнение научно-исследовательской работы «Разработка методологии расчетов режимов резания в машиностроении (на примере обработки осевым инструментом)» № T22УЗБ-077.

ЛИТЕРАТУРА

1. Токарев А. С. Причины возникновения увода оси отверстия при обработке зенкером с многогранными неперетачиваемыми пластинами. Стольпинский вестник. – № 4. – 2022.

2. Каталог инструмента для сверления и фрезерования. – ОАО «Кировградский завод твердых сплавов», 2014. – Режим доступа: http://www.kzts.ru/core/user_files/Instr_sver.pdf. – Дата обращения: 09.11.2023.

3. Сборное кольцевое сверло с механическим креплением многогранных режущих пластин и неперетачиваемые пластины для его оснащения. RU2014133207A. 2014-08-12.

4. Умаров Т. Повышение эффективности обработки отверстий сверлами с механическим креплением твердосплавных пластин: Ав-тореф. Дис. на соиск. Ученой степени канд. техн. наук. – Киев, 1990.

5. Штерензон В. А. Моделирование технологических процессов: конспект лекций / В. А. Штерензон. – Екатеринбург: Изд-во Рос. гос. проф.-пед. ун-та, 2010. – 66 с.

Поступила 9.11.2023

УДК 339.137.2

Плясунков А. В.

ЭКОНОМИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ СОЗДАНИЯ НОВЫХ КОНКУРЕНТОСПОСОБНЫХ МАШИН

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

Рассмотрены экономические аспекты создания новых конкурентоспособных машин. Продукцию можно назвать конкурентоспособной, если она в течение периода ее производства соответствует по качеству требованиям конкретного рынка (рынков), адаптируется по соотношению качества и цены к предпочтениям потребителей, обеспечивает выгоду производителю при ее реализации. Предложена методика оценки конкурентоспособности продукции. Описан процесс создания новой конкурентоспособной продукции на всех стадиях ее жизненного цикла и методы управления конкурентоспособностью продукции. Предложена система премирования, которая призвана материально стимулировать работников, занимающихся технической подготовкой производства и созданием новой конкурентоспособной продукции. Разработана модель управления инновационной деятельностью, способствующая созданию и выпуску конкурентоспособной продукции на всех стадиях ее жизненного цикла, а также повышению прибыли, различным видам рентабельности, улучшению благосостояния работников и повышению эффективности работы предприятия.

Целью любого коммерческого предприятия является получение прибыли через удовлетворение разнообразных потребностей общества. Для достижения этой цели необходимо, чтобы выпускаемые машины были конкурентоспособными. Машины можно назвать конкурентоспособными в том случае, если их производство выгодно производи-

телю, а покупка и эксплуатация этих машин устраивает покупателя. Оценить конкурентоспособность новых машин можно с помощью двух показателей [1–5]: коэффициента конкурентоспособности продукции с точки зрения покупателя и коэффициента конкурентоспособности продукции с точки зрения производителя. Первый показатель характеризует привлекательность продукции для потребителя, а второй – выгоду производителя. Если оба коэффициента больше 1, то продукцию можно признать конкурентоспособной, поскольку от производства и реализации такой продукции выигрывают и покупатели и производители. Первый коэффициент определяется отношением верхнего предела цены (потребительской ценности) изделия к фактической цене и характеризует привлекательность продукции для потребителя. Разница между числителем и знаменателем представляет собой выгоду для потребителя или экономию при покупке. Второй коэффициент определяется отношением фактической цены продукции к нижнему пределу цены и характеризует выгодность производства продукции для производителя.

Предложенная система показателей для оценки конкурентоспособности новых машин является весьма обоснованной и позволяет учесть как экономические аспекты производства, так и оценку со стороны потребителя. Учитывая сложность оценки конкурентоспособности новых машин, предложенная система показателей может быть дополнена другими факторами, такими как инновационные особенности продукции, уровень сервиса и поддержки клиентов, экологическая устойчивость и другие аспекты, которые также могут влиять на успешное размещение продукции на рынке.

Алгоритм разработки новых конкурентоспособных машин [6] включает в себя проведение маркетинговых исследований рынка, анализ факторов внешней среды, определение технических и экономических параметров, разработку укрупненного бизнес-плана, создание технического задания, конструкторскую и технологическую подготовку производства. При этом важно спрогнозировать технико-эксплуатационные параметры, цены и объемы реализации новых машин на основе прогнозируемой базы сравнения.

Использование системы показателей для оценки конкурентоспособности новых машин позволяет учитывать различные аспекты их производства и реализации. Коэффициенты конкурентоспособности продукции с точки зрения покупателя и с точки зрения производителя позволяют оценить выгоду для потребителя, экономию при покупке, а также выгоду для производителя.

Таким образом, разработка новых конкурентоспособных машин требует комплексного подхода, учета потребностей рынка, проведения анализа и использования системы показателей для оценки их конкурентоспособности.

Управление конкурентоспособностью новых машин является важным аспектом процесса их разработки и производства. Планирование и управление конкурентоспособностью включает в себя расчет верхнего предела цены, лимитной цены при запуске и снятии машины с производства, а также лимитной себестоимости.

Для расчета лимитной цены при запуске и снятии машины с производства используются формулы, учитывающие коэффициент риска, планируемое снижение цен по группам взаимозаменяемой продукции и планируемый период выпуска новых машин. Если на предприятии имеется базовый аналог, то лимитную себестоимость новой машины можно определить по формуле, учитывая себестоимость и цену базовой машины.

Управление конкурентоспособностью продукции включает оперативное управление конкурентоспособностью во время выпуска продукции, от запуска до снятия изделия с производства. Прогноз динамики стоимостных показателей представлен на графике (рис. 1), где показан процесс оперативного управления конкурентоспособностью продукции. Важно отметить, что верхний предел цены остается постоянным, а фактическая себестоимость может снижаться за счет эффекта масштаба производства и прогресса технологии.

Оперативное управление конкурентоспособностью через снижение фактической отпускной цены может осуществляться до тех пор, пока разность между фактической отпускной ценой, фактической себестоимостью и косвенными налогами остается больше минимально допустимой прибыли. Когда будет достигнута минимально допустимая норма прибыли, фактическая отпускная цена становится лимитной ценой нижнего предела.

Прогнозная лимитная цена нижнего предела используется для расчета лимитной себестоимости, поэтому ее прогноз необходим на ранней стадии разработки нового изделия. Фактическая себестоимость на момент запуска изделия в производство рассчитывается на основе фактических затрат и может снижаться в процессе выпуска новой продукции за счет эффекта масштаба производства и прогресса технологии.

Таким образом, управление конкурентоспособностью новых машин требует комплексного подхода, включая планирование и управление ценами, себестоимостью и динамикой стоимостных показателей в процессе их производства.

Экономические методы управления конкурентоспособностью, такие как система премирования, могут быть важным инструментом для мотивации работников и стимулирования инновационной деятельности на предприятии. Давайте рассмотрим основные аспекты предложенной системы премирования [7].

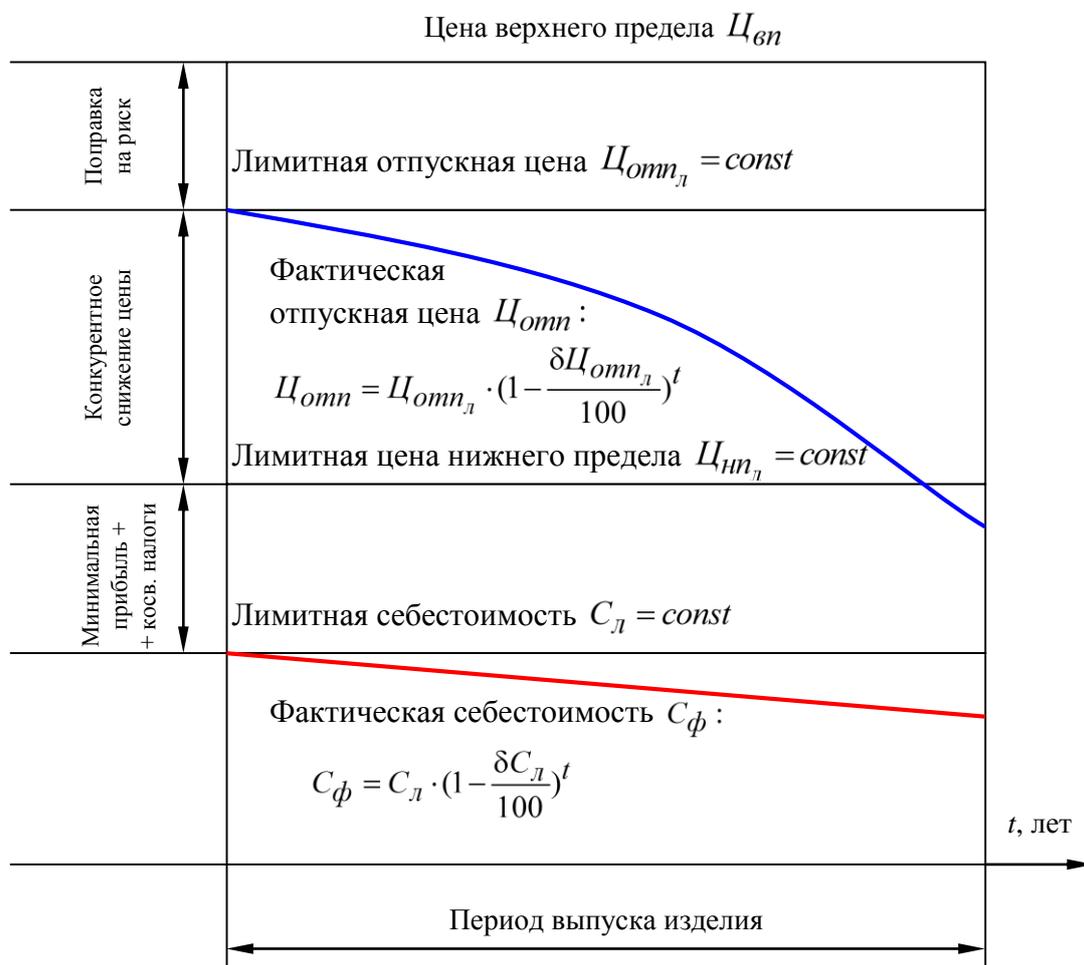


Рис. 1. Прогнозируемая динамика стоимостных показателей изделия в период его выпуска

1. Условия премирования. Премирование работников происходит на основе полученного дополнительного экономического эффекта от повышения конкурентоспособности новой машины за счет улучшения качества и снижения себестоимости по сравнению

с плановыми показателями. Это позволяет связать премии с реальным вкладом работников в повышение конкурентоспособности продукции.

2. Сроки действия. Предлагаемая система премирования включает период времени от утверждения технического задания на разработку до окончания первого года серийного производства новой машины. Это способствует стимулированию работников на всех этапах жизненного цикла продукции.

3. Сумма премиальных отчислений. Сумма премиальных отчислений определяется на основе премиального фонда за создание новой конкурентоспособной машины в ходе технической подготовки производства. Процент премирования предлагается устанавливать в размере 10–20 %.

4. Источник выплаты вознаграждения. Премии выплачиваются из фонда потребления предприятия, что может способствовать более прямой связи между успехом инновационной деятельности и вознаграждением работников.

5. Премирование участвующих работников. Премии направлены на работников, непосредственно участвующих в создании новой машины, что стимулирует коллективную работу и сотрудничество.

6. Порядок и сроки премирования. Премирование происходит дважды – по окончании технической подготовки производства в виде аванса и по завершении 1 года серийного производства за конечные результаты работы.

Выводы.

Таким образом, использование системы премирования может стать эффективным инструментом для стимулирования работников к созданию новых конкурентоспособных машин, что в свою очередь может привести к повышению прибыли, улучшению материального положения работников и повышению эффективности работы предприятия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Плясунков А. В. Система количественной оценки конкурентоспособности продукции // Вестник БГЭУ. – 2000. – № 2. – С. 58–59.
2. Демидов В., Плясунков А. Оценка конкурентоспособности товаров народного потребления длительного пользования // Маркетинг, реклама и сбыт. – 2001. – № 2. – С. 9–14.
3. Демидов В., Плясунков А. Установление цен на новые средства труда и оценка их конкурентоспособности // Экономика. Финансы. Управление. – 2001. – № 8. – С. 77–82.
4. Плясунков А. Ценообразование на новую продукцию и оценка ее конкурентоспособности // Все для бухгалтера. – 2000. – № 15. – С. 61–63.
5. Плясунков А. Конкурентоспособность и эффективность новых комплектующих изделий // Экономика. Финансы. Управление. – 2000. – № 12. – С. 45–48.
6. Плясунков А. В. Разработка системы управления конкурентоспособностью продукции // Предпринимательство в Белоруссии. – 2000. – № 1. – С. 11–14.
7. Плясунков А. Разработка системы премирования конструкторов и технологов за повышение конкурентоспособности продукции // Экономика. Финансы. Управление. – 2001. – № 3. – С. 100–109.

Поступила 2.11.2023

Серенков П. С., Спесивцева Ю. Б.

МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ НОРМ ТОЧНОСТИ

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

В комплексной методике проектирования норм точности разработаны алгоритмы проведения проектировочных расчетов для структурных компонентов изделия различной сложности со строгой последовательностью и взаимодействием элементов, что обеспечивает достоверность проектировочных расчетов и объективность принятых конструкторских решений. Типовые алгоритмы-модули подчиняются общим подходам, единым для всех уровней структурной «иерархической пирамиды» изделия и специальным подходам, характерным для структурных компонентов на конкретном уровне иерархии.

Введение. Назначение допусков на параметры – задача, которая решается при проектировании любого изделия и является последним этапом, которому предшествуют разработка концепции, общей компоновки изделия и назначение номинальных значений. Номенклатура параметров определяется назначением изделия, его составом и конструкцией. Эксплуатационные показатели, определяющие качество продукции, зависят в значительной степени от геометрических параметров деталей. Обеспечение требуемой точности размеров, формы и расположения поверхностей, параметров микрогеометрии необходимо для нормальной работы отдельных деталей в соединениях и изделия в целом. При нормировании точности параметров необходимо руководствоваться следующими принципами: полнота охвата, однозначность и оптимальность. Нормы должны быть установлены на все параметры, влияющие на функционирование изделия с учетом экономических критериев. Возникают вопросы: как выявить все функционально важные параметры, как определить их взаимосвязь и учесть особенности? Частично эту проблему решает теория размерного анализа, в основе которой лежит выявление замыкающих звеньев, построение и расчет размерных цепей. Наибольшее применение размерных анализ приобрел при разработке технологических процессов изготовления деталей, позволяя определять припуски на обработку и размеры исходной заготовки. Вопросы размерного анализа рассматриваются во многих изданиях [1–4], в том числе зарубежных англоязычных источниках [5]. Расчет допусков осуществляется в распространенных компьютерных программах (например, HEXAGON Tolerance Package-Software for Tolerance Calculation and Analysis; TOL1. Tolerance Calculation Software; TOLICON. DXF Tool for TOL1-Tolerance Analysis Software; TOLPASS. Dimensioning of ISO Fits; MITCalc- Tolerance analysis). Все современные САПРовские пакеты имеют встроенные модули для решения задач расчета допусков (например, Pro/ENGINEER: Tolerance Analysis Extension powered by CETOL Technology is a tolerance analysis application that is integrated with Pro/ENGINEER. With Tolerance Analysis Extension, you can quickly perform 1-D tolerance или MECAMaster for CATIA V5: 3D tolerance calculation). Общим недостатком перечисленных информационных ресурсов является то, что в них мало внимания уделяется выявлению звеньев размерных цепей, оценке их влияния на замыкающее звено, т. е. тем этапам размерного анализа, которые являются индивидуальными для каждого изделия и поэтому сложно формализуются, что особенно существенно для компьютерных программ. Таким образом, исследования, направленные на выявление, классификацию, обобщение и формализацию первых этапов размерного анализа продолжают оставаться актуальными.

Подходы и принципы. В основу разработанной комплексной методики проектирования норм точности положен системный подход метода «Структурирование функции

качества (Quality Function Deployment-QFD)», реализующего поэтапное преобразование пожеланий потребителей сначала в конкретные требования к изделию и его составным частям, затем в требования к производству. По аналогии с QFD алгоритм проектирования норм точности изделия включает последовательное решение задач: анализ обеспечиваемого показателя качества, представление структуры изделия в виде «иерархической пирамиды», позволяющей выявить источники влияющих факторов, оценить их влияние и реализовать расчет составленной параметрической (размерной) цепи. Процедура проектирования норм точности сводится к «послойному» распределению комплексного показателя качества изделия, заданного в виде допускаемого диапазона рассеяния и который, является замыкающим звеном первой параметрической цепи, между влияющими параметрами в соответствии с иерархией структуры изделия.

Диапазон рассеяния параметра может быть ассоциирован с такими понятиями как ошибка, погрешность, неопределенность. С целью гармонизации подходов к количественному выражению требований к точности нами применяется термин «неопределенность», используемый в метрологии.

Методика проектирования норм точности построена на принципах: функциональной декомпозиции, модульного подхода, системности и комплексности. В каждом структурном компоненте (деталь, соединение деталей, конструктивные цепи, функциональные устройства, конструктивные узлы) можно выделить рабочий и базовый элементы, взаимное положение или перемещение которых определяют функциональную точность рассматриваемой структурной единицы.

Процесс проектирования норм точности как алгоритм включает строгую последовательность действий: заданная неопределенность положения/перемещения рабочего элемента изделия или его структурного компонента уровня иерархии i распределяется между влияющих параметров структурных компонентов уровня иерархии $(i + 1)$. Результаты проектирования норм точности на каждом уровне информационной пирамиды являются исходными данными для расчетов на следующих уровнях. Декомпозиция элементов структуры изделия предполагает свойство вложенности применяемых типовых алгоритмов-модулей: нормируемые параметры структурных компонентов изделия уровня иерархии i , в свою очередь, являются целевыми показателями качества для соответствующих структурных компонентов уровня иерархии $(i + 1)$. Процедура проектирования норм точности для каждого структурного компонента любого уровня иерархии сводится к задаче расчета параметрической цепи и включает последовательное решение трех задач: выявление действующих неопределенностей, определение их коэффициентов влияния, комплексирование неопределенностей. Процесс проектирования норм точности структурных компонентов изделия на различных уровнях иерархии в силу очевидных различий имеет свои особенности, которые учитываются в методике.

В основу расчетов положено основное уравнение линейной теории:

$$u_{y\Sigma} = u_{y\text{теор}} + \sum_{s=1}^n u_{yiq_s} ,$$

где $u_{y\Sigma}$ – ожидаемая суммарная неопределенность выходной координаты;

$u_{y\text{теор}}$ – теоретическая составляющая неопределенности;

u_{yiq_s} – частные или приведенные неопределенности влияющих параметров q_s .

Классификация неопределенностей параметров. В зависимости от источника возникновения выделены:

1. Теоретические неопределенности устройств, вызванные допущениями, принимаемыми при проектировании изделий, которые в свою очередь могут быть:

– структурными, относящимися к функциям преобразования движения (вместо строгой теоретической функции используется приближенная для упрощения конструкции устройства);

– параметрическими (численное значение параметра является иррациональным числом, вследствие чего приходится принимать его округленное значение);

– конструктивными (характерны для процесса разработки конструкций при материализации высших контактных пар).

Теоретические неопределенности параметров являются неслучайными, что предусматривает возможность их идентификации, количественной оценки и исключения из общей неопределенности положения/перемещения рабочего элемента изделия или его структурного компонента. Их характеристиками являются только номинальные значения и/или средние отклонения. На теоретические неопределенности допуски не назначают, что влияет на процедуру их определения и комплексирования с другими неопределенностями.

2. Технологические неопределенности параметров деталей, возникающие:

– при изготовлении деталей (отклонения размеров, формы, расположения поверхностей, их шероховатость);

– при сборке (соединения деталей, конструктивные цепи, конструктивные узлы, функциональные устройства).

3. Эксплуатационные неопределенности параметров, возникающие в процессе функционирования изделия:

– отклонения взаимного расположения из-за зазоров в кинематических парах;

– отклонения размеров, формы и расположения из-за силового взаимодействия между элементами кинематических пар (силовые и температурные деформации);

– отклонения размеров, формы и расположения, вызванные износом за счет сил трения в кинематических парах;

– неопределенность мертвого хода, возникающего при реверсивном движении.

4. Неопределенности характеристик свойств материалов деталей, имеющие значение лишь в особых случаях (например, в оптических деталях – неопределенность коэффициента преломления стекла).

По признаку закономерностей проявления действующие неопределенности подразделяют на неслучайные и случайные, характеризующиеся законом распределения, математическим ожиданием и дисперсией.

По признаку закономерностей изменения числовых значений в процессе работы изделия действующие неопределенности подразделяются на постоянные (все виды технологических неопределенностей), переменные регулярные (например, температурные и силовые деформации), переменные нерегулярные (например, смещения в зазорах кинематических пар под действием сил трения и других случайных внешних сил, смещения в слоях смазки, контактные деформации в пределах зоны шероховатостей поверхностей).

По степени определенности направления действия выделены неопределенности: скалярные, имеющие известное направление действия (например, отклонения размеров, силовые деформации при заданном направлении действия силы) и векторные, направление которых всегда неизвестно (например, отклонение от соосности, позиционное отклонение).

Первая задача проектирования норм точности. Выявление всех без исключения источников потенциальных неопределенностей параметров и идентификация среди них действующих составляют первую самую сложную и ответственную задачу проектирования норм точности. В настоящее время существует два подхода к ее решению: аналитический и основанный на экспертных оценках. Аналитический подход, примером которого является метод академика Н. Г. Бруевича не получил широкого практического распространения из-за сложности согласования разных систем координат, в которых рассматриваются отклонения параметров различных деталей.

Для реализации экспертного подхода оценках удобно использовать матрицы влияния, предложенные В. В. Кулагиным, которые представляет собой таблицы, количество строк которых определяется числом подвергаемых анализу неопределенностей, а количество столбцов соответствует количеству выявленных экспертным путем возможных неопределенностей влияющих параметров. Матрицы влияния строятся по мере «послойного» проектирования норм точности для каждого структурного компонента изделия: функциональные устройства, конструктивные цепи, соединения, детали, формируя сеть взаимоподчиненных таблиц. По результатам оценки степеней влияния формируется окончательный массив действующих неопределенностей, и первая задача проектирования норм точности может считаться законченной. Метод позволяет организовать на системном уровне последовательное выявление и анализ на качественном уровне степень влияния возможных источников неопределенностей параметров на неопределенность положения/перемещения рабочего элемента. При этом эксперты используют весь возможный арсенал средств, который применим для данного уровня декомпозиции изделия и для конкретного конструктивного исполнения анализируемого структурного компонента.

Вторая задача проектирования норм точности. Второй задачей проектирования норм точности является определение количественно выраженной степени влияния каждой первичной неопределенности параметра на суммарную неопределенность обеспечиваемого показателя качества. В основу ее решения положена линейная теория точности. «Линейность» предполагает, что связь между результирующей и первичными неопределенностями может быть с достаточной для проектировочных расчетов точностью представлена в виде полинома первой степени, т. е. задача нахождения функции связи сводится к определению коэффициентов влияния действующих первичных неопределенностей.

Источники неопределенностей как и показатели качества различны по своей природе, поэтому и методы определения коэффициентов влияния разнообразны, их можно отнести к двум группам: аналитические и экспериментальные. Все возможные аналитические методы основываются на двух принципиально различных подходах: кинематическом и силовом. Для реализации методов, основанных на кинематическом подходе, определяющими являются: геометрические особенности построения механизма, т. е. вся совокупность геометрических связей между его звеньями, обеспечивающая их относительное взаимное расположение. Для реализации методов, основанных на силовом подходе, в дополнение к учету совокупности геометрических связей рассматриваются силовые воздействия, обеспечивающие движение механизма, что связано с преодолением внутренних сопротивлений и выполнением механизмом полезной работы. На кинематическом подходе основываются следующие известные методы: дифференциальный, относительных неопределенностей, преобразования исходной схемы, плана малых перемещений, геометрический. На силовом подходе основываются методы: фиктивной нагрузки (метод Ю. В. Любатова), плеча и линии действия (метод Н. А. Калашникова). Методы силового подхода не получили широкого практического применения и представляют интерес, только с точки зрения решения задачи, в основу которой положена связь сил и перемещений через мощность.

Дифференциальный метод состоит в том, что параметры изделия или его структурного компонента, входящие в функцию связи, поочередно принимаются переменными аргументами этой функции, и по ним производится операция дифференцирования. Частная производная функции связи по рассматриваемому параметру является коэффициентом влияния действующей неопределенности этого параметра. Метод прост в реализации, не требует дополнительных геометрических построений, но предполагает составление функции связи и ее дифференцирование, что часто затруднительно, а во многих случаях невозможно. Метод не позволяет анализировать неопределенности параметров, номинальные значения которых равны нулю, и параметров, не входящих в функцию связи. Метод не

пригоден для случаев, когда функция связи равна 1, например, для механизма типа «рычажный параллелограмм».

Обязательным условием применения метода относительных неопределенностей является наличие функции связи, представленной произведением сомножителей в степени. Для относительной неопределенности положения/перемещения рабочего элемента изделия или его структурного компонента характерно то, что независимо от принадлежности действующих относительных неопределенностей параметров тому или иному звену, их коэффициенты влияния равны +1 или -1. Таким образом, суммарная относительная неопределенность положения рабочего элемента изделия или его структурного компонента равна алгебраической сумме относительных действующих неопределенностей. Метод прост в реализации, дает возможность анализа и рационального проектирования норм точности неопределенностей различной природы, но может использоваться только для изделий или их структурных компонентов, у которых функция связи представляет собой произведение сомножителей в степени.

Геометрический метод основан на сопоставлении реального механизма, имеющего рассматриваемую действующую неопределенность какого-либо параметра с его номинальным прототипом с помощью геометрических построений. Метод нагляден, прост в реализации, не требует составления функции связи, дает возможность анализа и рационального проектирования норм точности неопределенностей всех типов, что очень важно на уровне конструктивных цепей, соединений, деталей. Метод не всегда эффективен при проектировании норм точности на уровне преобразующих функциональных устройств и изделий.

Третья задача проектирования норм точности. Комплексирование неопределенностей осуществляется при решении прямой (определение допусков составляющих звеньев исходя из допуска замыкающего звена) и обратной (проверочный расчет) задач параметрических цепей.

Существует два пути обеспечения точности замыкающего звена: метод полной и неполной взаимозаменяемости. При методе неполной взаимозаменяемости процесс проектирования норм точности параметрической цепи выполняется по специальному алгоритму с использованием различных видов компенсации, к которым можно отнести различные способы регулирования и подгонки звеньев.

Комплексирование случайных составляющих неопределенности осуществляется методом максимума-минимума, предполагающим, что все составляющие звенья цепи будут иметь действительные отклонения, равные предельным в наихудшем сочетании и вероятностным методом, при котором учитывается случайный характер звеньев цепи.

На практике возможны следующие условия, приводящие к существенному снижению достоверности проектировочных расчетов при использовании классических расчетных формул:

1. Законы распределения параметров составляющих и замыкающего звеньев отличаются от нормальных.

2. Законы распределения параметров составляющих и замыкающего звеньев близки к нормальному, но с явно выраженной асимметрией по отношению к соответствующим полям допусков.

3. Диапазоны рассеяния параметров составляющих и замыкающего звеньев не совпадают со значениями соответствующих допусков.

Предложено использовать расчетные зависимости, учитывающие особенности составляющих звеньев параметрической цепи.

Увязывание по номинальным значениям:

$$A_{\Sigma}^0 = \sum_{i=1}^n C_i \cdot A_i^0.$$

Увязывание по средним отклонениям:

$$em_{\Sigma} = \left[\sum C_i \cdot (em_i + \alpha_i \cdot T_i) \right] - \alpha_{\Sigma} \cdot T_{\Sigma}.$$

Увязывание по допускам:

$$T_{\Sigma}^2 = \frac{1}{K_{\Sigma} \cdot K_{\Sigma \text{прив.}}} \cdot \sum_{i=1}^n C_i^2 \cdot T_i^2 \cdot K_i^2 \cdot K_{i \text{прив.}}^2,$$

где A^0 – номинальное значение параметров замыкающего и составляющих звеньев;

em – среднее отклонение замыкающего и составляющих звеньев;

T – допуск замыкающего и составляющих звеньев;

C_i – коэффициент влияния i -го составляющего звена;

α – коэффициент относительной асимметрии замыкающего и составляющих звеньев;

K – коэффициент относительного рассеяния замыкающего и составляющих звеньев;

$K_{\text{прив}}$ – коэффициент приведения к нормальному закону распределения замыкающего и составляющих звеньев.

Для проектировочных расчетов норм точности имеются рекомендации по выбору значений используемых коэффициентов, а также возможность учета характера составляющих звеньев (скалярные, векторные, «сопряжения с зазором», функционально-зависимые).

Также в методике нашли отражение компенсирование неопределенностей параметров цепи, используемые если заданную точность положения/перемещения рабочего элемента изделия или его структурного компонента невозможно достичь методами полной взаимозаменяемости по экономическим или иным причинам. Рассмотрены принципиальные и технические ограничения применения компенсирования в параметрических цепях.

Заключение. Разработанная комплексная методика проектирования норм точности позволяет формализовать и рационально планировать организацию работ над изделиями любого уровня сложности, выбирать решения по обеспечению заданного уровня точности изделия из обоснованно полного множества подходов. Методика не претендует на законченность как с позиций алгоритма проектирования норм точности, так и с позиций применяемых методов и средств. Ее основное назначение – создание методической основы для организации процесса проектирования как системной формализованной процедуры, предписывающей последовательность операций, корректную постановку задач, но не ограничивающей инженера в методах и средствах их решения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дунаев, П. Ф. Расчет допусков размеров / П. Ф. Дунаев, О. П. Леликов. – М.: Иновационное машиностроение, 2021. – 400 с.
2. Солонин, И. С. Расчет сборочных и технологических размерных цепей / И. С. Солонин, С. И. Солонин. – М.: Машиностроение, 1980. – 110 с.
3. Цепи размерные. Основные понятия, методы расчета линейных и угловых цепей: РД 50-635-87 / И. М. Колесов, Е. И. Луцков., А. И. Кубарев и др. Ввод в действие с 1.07.88. – М.: Изд-во стандартов, 1987. – 45 с.
4. Размерный анализ конструкций: справочник / С. Г. Бондаренко [и др.]; под общ. ред. канд. техн. наук С. Г. Бондаренко. – Киев: Техника, 1989. – 150 с.
5. Wilhelm, R. G. Computer Methods for Tolerance Design / Robert G. Wilhelm, Stephen C.-Y. Lu. – World Scientific Publishing Company, 1992. – 160 p.

Поступила 17.10.2023

**ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ СКАНИРУЮЩИМ
ЛУЧОМ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ
ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ИЗ СТАЛИ 40Х**

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

Результаты экспериментов, достигнутые в настоящий момент, позволили формировать прямоугольное пятно лазерного воздействия с градиентами плотности мощности как в поперечном, так и продольном направлении. Это позволяет значительно расширить технологические возможности лазерной обработки. Исходя из полученных экспериментальных результатов, исследованы закономерности формирования упрочненных слоев и точностных параметров боковых поверхностей зубчатых колес в зависимости от варьируемых технологических параметров лазерного сканирующего излучения. Анализ полученных регрессионных зависимостей свидетельствует о том, что на микрогеометрию поверхности зубчатого колеса после лазерной сканирующей обработки оказывают все параметры луча – ширина, скорость и амплитуда, но наибольшее управляющее влияние оказывает ширина луча.

Повышение несущей способности, точности, чистоты поверхности, контактной и изгибной прочности зубчатых передач при снижении затрат на их производство является основой для разработки новых технологических процессов изготовления зубчатых колес, в том числе их технологии упрочнения.

Упрочнение и модифицирование поверхностей сканирующим лучом лазера за счет высокой частоты развертки и возможность управления при этом мощностью излучения позволяет получать так называемое «псевдопятно» лазерного воздействия с заданным распределением энергии по сечению лазерного пятна [1]. При изменении определенных эксплуатационных характеристик требуется оптимизация режимов упрочнения при разработке технологии для конкретных условий нагружения упрочняемой пары зубчатых колес.

Результаты, достигнутые в настоящий момент, позволили формировать прямоугольное пятно с градиентами плотности мощности как в поперечном, так и продольном направлении [2]. При этом технологические возможности лазерной обработки значительно расширяются. Исследованы закономерности формирования упрочненных слоев и точностных параметров боковых поверхностей зубчатых колес в зависимости от варьируемых технологических параметров лазерного сканирующего излучения, исходя из полученных экспериментальных результатов, и разработан процесс развертки сканирующего поля, который позволяет одновременно перемещаться в горизонтальном направлении и смещаться вниз в зависимости от скорости перемещения источника лазерного луча или детали. Лазерная закалка боковых поверхностей зубчатых колес с использованием сканирующего излучения позволит обеспечить оптимальный энерговклад в каждый элемент поверхности и, соответственно, оптимальное распределение свойств согласно распределению факторов износа по рабочей поверхности зубьев.

Все параметры лазерной обработки оказывают влияние на твердость: твердость повышается с увеличением скорости луча и уменьшается с увеличением ширины луча и амплитуды [2]. Также можно определить влияние параметров лазерной закалки на шероховатость поверхности зубчатых колес.

Была составлена матрица планирования (таблица данных), в которой определили пределы изменения основных входных параметров: ширина луча лазера (X_3) 0,5–3 мм, амплитуда луча (X_2) 4–8 мм и скорость луча лазера (X_1) от 300 до 1000 мм/мин (табл. 1). Закалка образцов из стали 40Х сканирующим излучением на различных режимах проводилась на оптоволоконном иттербиевом лазере мощностью 2 кВт, эксперименты в каждой точке выполнялись трижды.

Таблица 1 – Исходные данные для планирования эксперимента

Входные параметры	Z_3 , ширина луча	Z_2 , амплитуда луча	V , скорость
Размерность входных параметров	мм	мм	мм/мин
Кодовые значения	X_3	X_2	X_1
X_{max}	3	8	1000
$X_{осн}$	1,75	6	650
$X_{мин}$	0,5	4	300
ΔX	1,25	2	350

Значения основного уровня переменной есть среднее значение выбранного интервала:

$$X_{осн} = \frac{X_{max} + X_{мин}}{2}, \quad (1)$$

где X_{max} – скорость максимальная, мм/мин, амплитуда и ширина луча максимальные, мм;
 $X_{мин}$ – скорость минимальная, мм/мин, амплитуда и ширина луча максимальные, мм;
 $X_{осн}$ – среднее значение скорости, мм/мин, амплитуда и ширина луча максимальные, мм.

Интервал варьирования ΔX скорости и давления определяется как максимальное отклонение исследуемых параметров от основного уровня:

$$\Delta X = X_{max} - X_{мин}, \Delta X = X_{осн} - X_{мин}. \quad (2)$$

Кодовые значения переменных X_i и определяется по формуле:

$$X_i = \frac{\tilde{X} - X_{осн}}{\Delta X}. \quad (3)$$

В этом случае в нормированном виде все исследуемые параметры независимо от их размерности будут изменяться в интервале от -1 до $+1$. Это дает возможность при получении зависимости $P_x = (x_1, x_2)$ в виде полинома:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{\substack{i,j \\ i < j}}^k b_{ij} x_i x_j. \quad (4)$$

По значениям коэффициентов (b_0, b_{ij}) оценить влияние минимальной и максимальной скорости и минимальных и максимальных амплитуды и ширины.

Таблица 2 – Матрица планирования

№ опыта	X_1	X_2	X_3
1	-1	-1	-1
2	1	-1	-1
3	-1	1	-1
4	1	1	-1
5	-1	-1	1
6	1	-1	1
7	-1	1	1
8	1	1	1

В этой матрице величина (+1) соответствует максимальному значению независимой переменной, а величина (-1) – минимальному значению.

В соответствии с матрицей планирования была выполнена экспериментальная часть работы.

Экспериментальные данные также сводим в табл. 3.

Таблица 3 – Экспериментальные данные шероховатости (параметр R_a , мкм, для стали 40X, упрочненной лазером)

№ опыта	P_{y1}	P_{y2}	P_{y3}
1	4,48	4,70	4,39
2	4,84	4,93	5,11
3	3,76	3,94	3,85
4	4,48	4,79	4,66
5	3,40	3,16	3,58
6	4,13	3,85	4,21
7	3,40	3,04	3,31
8	3,49	3,76	3,67

Находим среднее значение величины P_y в каждой экспериментальной точке:

$$P_y = \frac{P_{y1} + P_{y2} + P_{y3}}{n} = \frac{4,48 + 4,70 + 4,39}{3} = 4,5233, \quad (5)$$

где n – число серий эксперимента.

Определяем дисперсию по строчкам матрицы, например:

$$S_1^2 = \frac{\sum_{m=1}^n (P_{ym_i} - \bar{P}_{y_i})^2}{n-1} = \frac{(4,5233 - 4,48)^2 + (4,5233 - 4,70)^2 + (4,5233 - 4,39)^2}{2} = 0,0254. \quad (6)$$

Проверяем гипотезу об однородности дисперсий с помощью критерия Кохрена по формуле:

$$G = \frac{S_i^2 \max}{\sum_{i=1} S_i^2} = \frac{0,0444}{0,2108} = 0,2106, \quad (7)$$

т. е. по отношению наибольшей из дисперсий по строчкам к сумме всех дисперсий. Так как для уровня значимости 5 % и числа степеней свободы $f = n-1 = 2$ и $f_2 = N = 8$, (N – число опытов $n - G_{\text{табл}} = 0,478 > 0,2106$), то гипотеза об однородности дисперсий принимается. Величина G найдена по таблице.

Дисперсия воспроизводимости равна:

$$S = \frac{\sum_{i=1}^N S_i^2}{N} = \frac{0,2108}{8} = 0,0264.$$

Коэффициенты уравнения b_0, b_1, b_2, b_{12} определяем по формулам:

$$b_0 = \frac{\sum_{i=1}^N Y_i}{N} = \frac{\ddot{Y}_1 + \ddot{Y}_2 + \ddot{Y}_3 + \dots + \ddot{Y}_8}{8} = 4,0388,$$

$$b_1 = \frac{\sum_{i=1}^N X_i Y_i}{N} = \frac{(-1)\ddot{Y}_1 + (+1)\ddot{Y}_2 + (-1)\ddot{Y}_3 + \dots + (+1)\ddot{Y}_8}{8} = 0,2879,$$

$$b_2 = \frac{\sum_{i=1}^N X_i Y_i}{N} = \frac{(-1)\ddot{Y}_1 + (-1)\ddot{Y}_2 + (+1)\ddot{Y}_3 + \dots + (+1)\ddot{Y}_8}{8} = -0,1929,$$

$$b_{12} = \frac{\sum_{i=1}^N X_i X_j Y_i}{N} = \frac{(-1)(-1)\ddot{Y}_1 + (+1)(-1)\ddot{Y}_2 + (-1)(+1)\ddot{Y}_3 + \dots + (+1)(+1)\ddot{Y}_8}{8} = -0,4554 \text{ и т. д.}$$

Далее определили дисперсию коэффициентов b , нашли величину критерия Стьюдента для коэффициентов уравнения, определили расчетные значения переменной $Y_i = P_i$

$$Y = 4,0388 + 0,2879X_1 - 0,1929X_2 - 0,4554X_3.$$

Затем проверили гипотезу адекватности полученного уравнения результатам эксперимента по критерию Фишера. Перевели уравнение $P_y = f(V, P)$ из нормализованного вида в натуральный. С помощью данной формулы рассчитали зависимость шероховатости от скорости, амплитуды и ширины луча. Полученные данные занесли в табл. 4 и 5.

Таблица 4 – Зависимость величины шероховатости от режимов лазерной обработки при ширине луча 0,5 мм

Амплитуда, мм	Шероховатость, Ra , мкм					
	Скорость луча лазера, V , мм/мин					
	125	300	475	650	825	1000
4	3,75521	3,89917	4,04313	4,18708	4,33104	4,47500
6	3,56229	3,70625	3,85021	3,99417	4,13813	4,28208
8	3,36938	3,51333	3,65729	3,80125	3,94521	4,08917
10	3,17646	3,32042	3,46438	3,60833	3,75229	3,89625

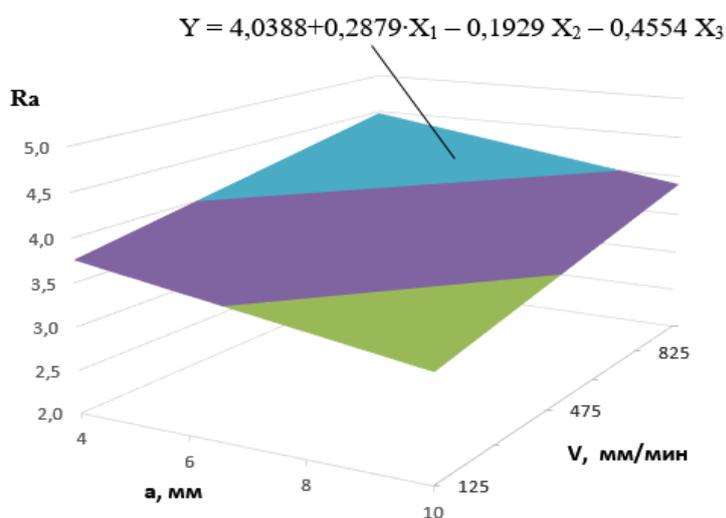


Рис. 1. Поверхность отклика влияния амплитуды и скорости на шероховатость при ширине луча 0,5 мм

Таблица 5 – Зависимость величины шероховатости от режимов лазерной обработки при ширине 3,0 мм

Амплитуда, мм	Шероховатость, Ra , мкм					
	Скорость луча лазера, V , мм/мин					
	125	300	475	650	825	1000
4	3,34438	3,48833	3,63229	3,77625	3,92021	4,06417
6	3,15146	3,29542	3,43938	3,58333	3,72729	3,87125
8	2,95854	3,10250	3,24646	3,39042	3,53438	3,67833
10	2,76563	2,90958	3,05354	3,19750	3,34146	3,48542

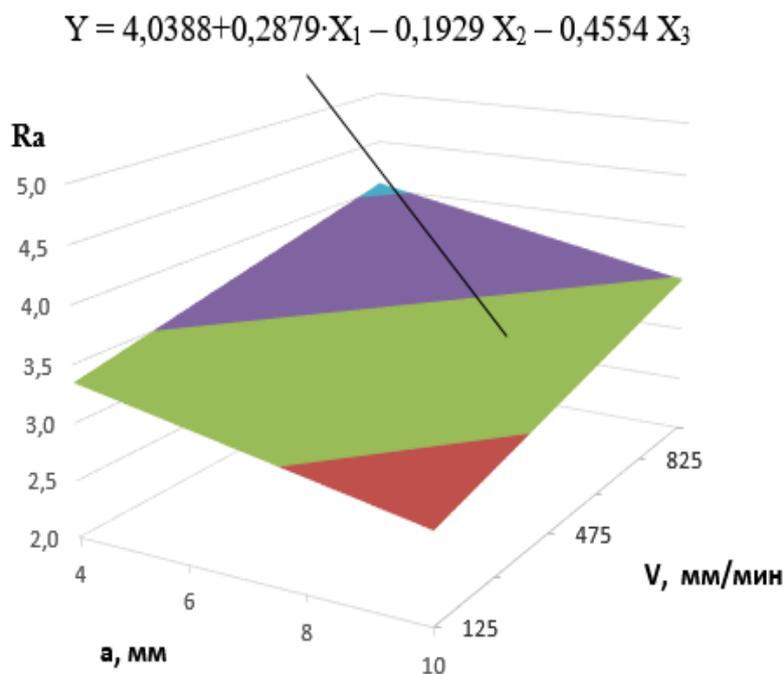


Рис. 2. Поверхность отклика влияния амплитуды и скорости на шероховатость при ширине луча 3,0 мм

Анализ полученных регрессионных зависимостей свидетельствует о том, что на микрогеометрию поверхности зубчатого колеса после лазерной сканирующей обработки оказывают все параметры луча – ширина, скорость и амплитуда, но наибольшее управляющее влияние оказывает ширина луча. Причем, чем больше ширина луча (рис. 1, 2), тем меньше параметр Ra . Скорость и амплитуда одинаково влияют на шероховатость в выбранных пределах, но у скорости прямая зависимость, а у амплитуды – обратная. Самая минимальная шероховатость (2,76 мкм) получена при следующих параметрах лазерной сканирующей обработки: $V = 125$ мм/мин, $A = 10$ мм, $Z_3 = 3$ мм (табл. 3, рис. 1, 2).

Выявленные зависимости позволили сформировать лазерное пятно, исходя из особенностей адаптивной оптической системы, обеспечивающей реализацию сканирующей обработки, и рекомендовать лазерную закалку в качестве финишной операции при изготовлении зубчатых колес при введении коррекции геометрии зубьев в процессе их формообразования [2].

ЛИТЕРАТУРА

1. Девойно О. Г., Швец И. В. Обеспечение ресурсных параметров ответственных элементов механических трансмиссий с использованием поверхностных слоев, формируемых лазерными технологиями. Теоретическая и прикладная механика: межд. научно-техн. сб. – Мн.: 2019. – Вып. 34. – С. 266–270.

2. Швец И. В., Девойно О. Г., Кардаполова М. А. Оптимизация режимов упрочнения зубчатых колес лазерной закалкой сканирующим излучением / И. В. Швец, О. Г. Девойно, М. А. Кардаполова // Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки. Технология – Оборудование – Инструмент – Качество: тезисы докладов 36-ой

Международной научно-технической конференции в рамках международной специализированной выставки «Машиностроение/Металлообработка–2022», (Минск, 7 апреля 2022 г.) / редкол.: В. К. Шелег (отв. ред.) [и др.]. – Минск : Бизнесофсет, 2022. – С. 93–95.

3. Швец И. В. Анализ происходящих при лазерной закалке фазовых превращений и их влияние на изменение геометрии эвольвентных профилей зубчатых колес. Инновации в машиностроении: 100-летний опыт в науке, производстве, образовании. Сборник материалов 18-й Междун. науч.-техн. конф. «Наука-образованию, производству, экономике». Электронное научное издание. – Минск : БНТУ, 2021. – С. 33–38.

Поступила 23.11.2023

УДК 621.9.048: 621.373.8: 621.38

Шелег В. К., Шпакевич Д. А., Горбунов А. В., Лапковский А. С., Луцко Н. И.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЛАЗЕРНОЙ ОЧИСТКИ НИЗКОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ ОТ ПРОДУКТОВ КОРРОЗИИ

Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь

В последние годы возросла потребность в автоматизации технологий, в частности, лазерных, для очистки металлоизделий от слоев окалины и ржавчины с целью улучшения энергоэффективности обработки. Для выполнения этого целесообразно проводить как расчеты интенсивности нагрева слоев, так и экспериментальную оптимизацию режимов лазерной очистки (ЛО). В данном исследовании проведено комбинированное определение параметров энергоэффективности ЛО от поверхностной окалины для широко используемого объекта – углеродистых сталей. Было установлено, что в диапазоне скоростей сканирования лазерного луча V от 0,4 до 2,0 м/с практически отсутствует влияние такого входного параметра, как частота импульсов лазерного излучения (ЛИ) f , на измеряемую производительность очистки. Как перспективные для дальнейшего использования изучены режимы ЛО при параметрах: $V = 2,0$ м/с, диаметр пучка ЛИ на поверхности $d_{\text{Л}} = 50$ мкм и частота $f = 37$ кГц (что задает коэффициент скважности ЛИ $S \approx 200$). При этом достигается высокая производительность очистки, при которой за один проход толщина удаляемого слоя близка к 6,5 мкм при средней длительности нагрева каждого участка слоя окалины $t \approx 0,025$ мс. Сделанная кинетическая оценка скорости нагрева слоев окалины в воздушной среде в режиме проплавления окалины под пятном ЛИ (с допущением ее состава как Fe_3O_4) позволила провести анализ эмпирических параметров очистки и он выявил, что энергозатраты для оптимального экспериментального режима и одного из расчетных режимов (отличающегося тем, что рассмотрен стационарный лазер CW-типа) несколько различаются и равны 4,0 и 2,7 кВтч/(кг окалины), соответственно.

Введение и задача исследования. Удаление окалины и ржавчины с помощью современных физико-технических методов, в частности, лазерных, как потенциально высокоэффективный и экологически чистый метод очистки корродированных металлических поверхностей, в последнее десятилетие активно изучается и постепенно внедряется в машиностроительной, судостроительной, горнодобывающей и других отраслях [1–10]. Однако пока эффективность данной группы технологий лазерной очистки (ЛО) признается сильно зависимой от эмпирических навыков операторов лазерных установок по распознаванию изменений в условиях удаления данных оксидных загрязнений, связанных с

нестабильными режимами очистки и термическими дефектами металлических поверхностей [1]. При этом факторы, влияющие на механизм удаления оксидных слоев и качество удаления, усложняют контроль и управление процессом в реальном времени в ходе операций ЛО, особенно при использовании в них современных ОКГ (оптических квантовых генераторов, т. е. лазеров) импульсного действия с высокой частотой импульсов и повышенной мощностью [2; 8–9]. В связи с этим в научной и промышленной литературе отмечается наличие к настоящему времени заметной потребности в автоматизации технологий ЛО изделий из сталей от загрязняющих слоев – окалины и ржавчины (как правило, пористых), – для предотвращения завышения времени очистки, которое может давать нежелательный эффект частичного оплавления уже очищенной от загрязнений поверхности стали и отрицательно влиять на общую энергоемкость технологического процесса металлообработки [1; 2; 7].

С учетом упомянутой ситуации в разработке технологий очистки, *как задача для данной работы* нами было выбрано проведение начального этапа исследования, в первую очередь, экспериментального, для определения параметров энергоэффективности лазерной очистки от поверхностной окалины для широко используемого производственного объекта – низкоуглеродистых конструкционных сталей. Для реализации этого целесообразно выполнить одновременно и теоретическую оценку интенсивности плавления и возможной абляции оксидного слоя при лазерном нагреве поверхности конструкционных сталей.

Принцип действия системы очистки основан на передаче лазерного излучения через систему зеркал от излучателя или оптическое волокно на линзу, где излучение фокусируется на очищаемую поверхность (рис. 1).

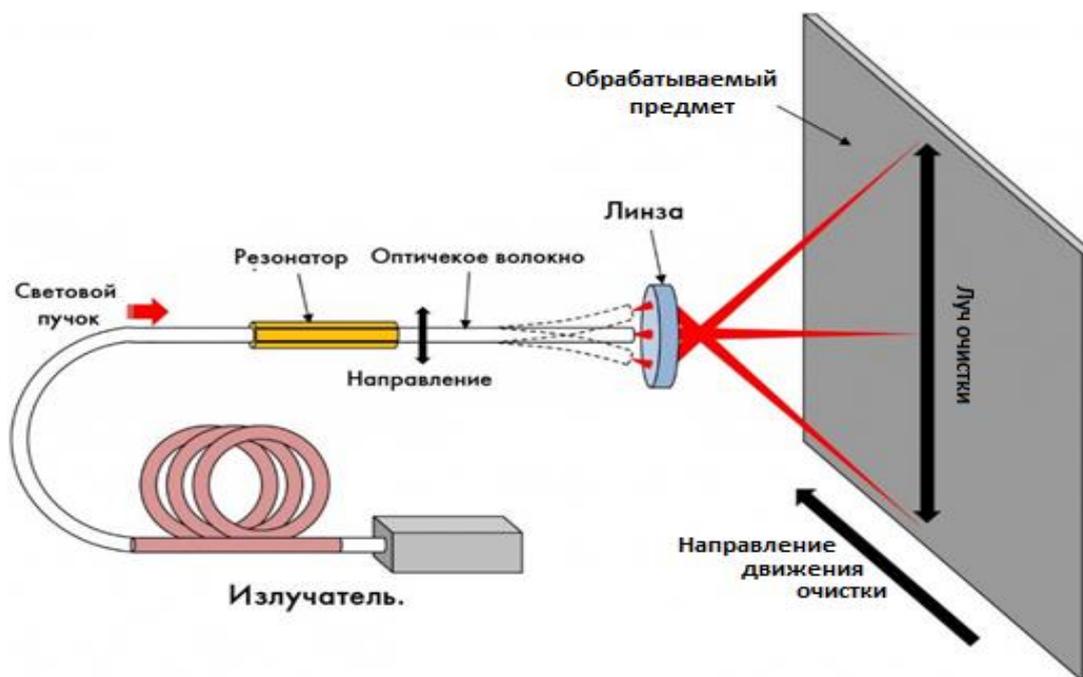


Рис. 1. Упрощенная схема экспериментальной системы лазерной очистки на основе импульсного оптоволоконного лазера

Под действием лазерного луча окалина нагревается, плавится и даже может частично испаряться. В результате происходит постепенное углубление поверхности и удаление слоя окалины. Глубина обработки зависит от множества параметров, к которым

относятся как физические свойства обрабатываемого материала, так и параметры установки лазерной обработки.

Технологическими параметрами, влияющими на процесс плавления и удаления материала с поверхности под действием лазерного излучения (ЛИ) от лазеров нестационарного действия, являются: скорость сканирования луча, частота генерации импульсов излучения, размеры обрабатываемого участка материала, количество проходов лазера и параметры фокусирующей линзы. Как промежуточную цель работ можно рассматривать поиск закономерностей ЛО, которые необходимо выявить для достижения эффективного удаления обрабатываемого слоя. В группу варьируемых параметров целесообразно включить следующие: скорость сканирования луча по поверхности, частоту ЛИ, а также шаг заливки (расстояние между осями параллельных «витков змеевиковидной траектории» движения лазерного луча по поверхности), который определяет степень перекрытия при сканировании луча по слою.

Условия проведения экспериментов. Как материал образцов для опытов по ЛО использована сталь марки Ст3 (с содержанием С – 0,14–0,22 вес. %, Si – 0,15–0,3, Mn – 0,4–0,65 и Fe ~97 %). Размер пластинчатых образцов составлял – 90 x 70 мм, их толщина ~4 мм.

Для управляемых (входных) параметров исследуемого процесса ЛО в ходе экспериментов были выбраны интервалы: v – скорость сканирования луча – 400–2000 мм/с; h – ширина заливки – от 5 до 40 мкм; f – частота – в диапазоне от 30 кГц до 60 кГц. Размер обрабатываемых участков на поверхности образцов – 10 x 10 мм. Лазер импульсного типа использовался в экспериментах в связи с тем, что по опыту разработок в данной области [1–10] именно такой вариант более экономичен при нагреве слоев металлических и керамических материалов с фазовыми переходами. При использовании таких лазеров возможны три основных физико-химических механизма очистки от слоев на металлической подложке при ЛО (реализующиеся в различной степени в зависимости от режима лазерного облучения материала): тепловое воздействие с нагревом до температуры плавления слоя (после чего возможен унос капель расплава) или до более высокой, создание термоупругих напряжений в слое и механизм генерации слоя околоповерхностной лазерной плазмы с локальной ударной волной [11].

Перед началом и после каждого эксперимента по лазерному удалению окалины проводилось измерение толщины образцов с помощью микрометра. В качестве оборудования для проведения исследования использована система лазерной очистки с лазером, апробированным ранее для технологии лазерной маркировки стальных изделий, и имевшая характеристики, приведенные в табл. 1. В данной системе применялась линза OPEX F-theta Scan Lens SL-1064-112-163G, обеспечивавшая фокусное расстояние 163,0 мм и размер пятна в точке фокусировки ЛИ – 32–54 мкм, что равно диаметру d_{LI} . Фотографии образцов с окалиной до проведения очистки и после нее даны на рис. 2.

Экспериментальные результаты. На рис. 3 и 4 представлены полученные в экспериментах зависимости: для производительности очистки (в мм/мин) от скорости сканирования лазерного луча вдоль обрабатываемой поверхности, а также для производительности очистки от «плотности заливки» (т. е. шага заливки в змеевиковидной траектории при сканировании лазерного луча).

Таблица 1 – Параметры экспериментальной лазерной системы с излучателем RFL-P30QB

Частота, кГц	Длительность Импульса, нс	Выходной диаметр, мм	Энергия в импульсе, мДж	Круговая длина волны ЛИ, нм
30–60	120–150	6–8	1,0 (при 30–37 кГц)	1060–1085

Как пример полученных экспериментальных результатов, в т. ч. параметров энергоэффективности, ниже в табл. 2 приведены данные для одного из высокопроизводительных режимов лазерной очистки, в сопоставлении с параметрами рассчитанного нами по приближенной кинетической модели режима очистки (в упрощенной постановке, при допущении использования лазера не импульсного, а стационарного действия (*СW*-типа) [6, 12]). По результатам опытов было найдено, что в диапазоне скоростей сканирования ЛИ по поверхности от 0,4 м/с до 2,0 м/с практически отсутствует влияние такого входного параметра, как частота импульсов лазерного излучения f , на измеряемую на выходе производительность очистки. С учетом этого, как перспективный для дальнейшего применения может быть рекомендован режим очистки с параметрами: скорость сканирования луча $v = 2,0$ м/с, ширина заливки $h = 0,01$ мм и частота импульсов излучения $f = 37$ кГц. При этом сочетании режимных параметров достигнута производительность очистки 0,036 мм/мин. В таком режиме за один проход толщина удаляемого слоя окалины составляет усредненно 6,5 мкм в условиях, сочетающих такие уровни параметров, как $v = 2,0$ м/с, диаметр пучка ЛИ на поверхности $d_{LI} = 50$ мкм, $f = 37$ кГц (соответствует коэффициенту скважности ЛИ $S = 200,2$) и длительность импульса $t_p \approx 135$ нс. В данном режиме средняя длительность нагрева каждого участка окалины (под пятном ЛИ) составляет $t \approx 0,25$ мс.

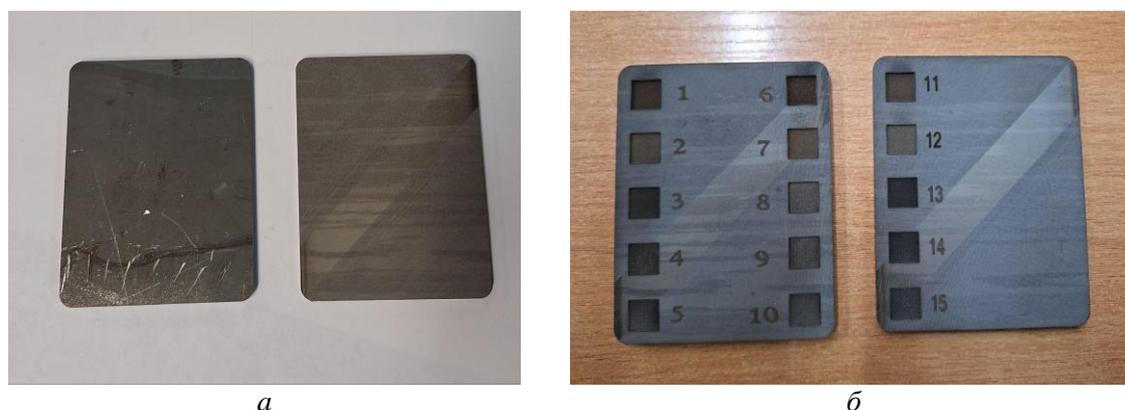


Рис. 2. Вид стальных пластинчатых образцов со слоем окалины до лазерной обработки (а) и после ее проведения на локальных участках (б)

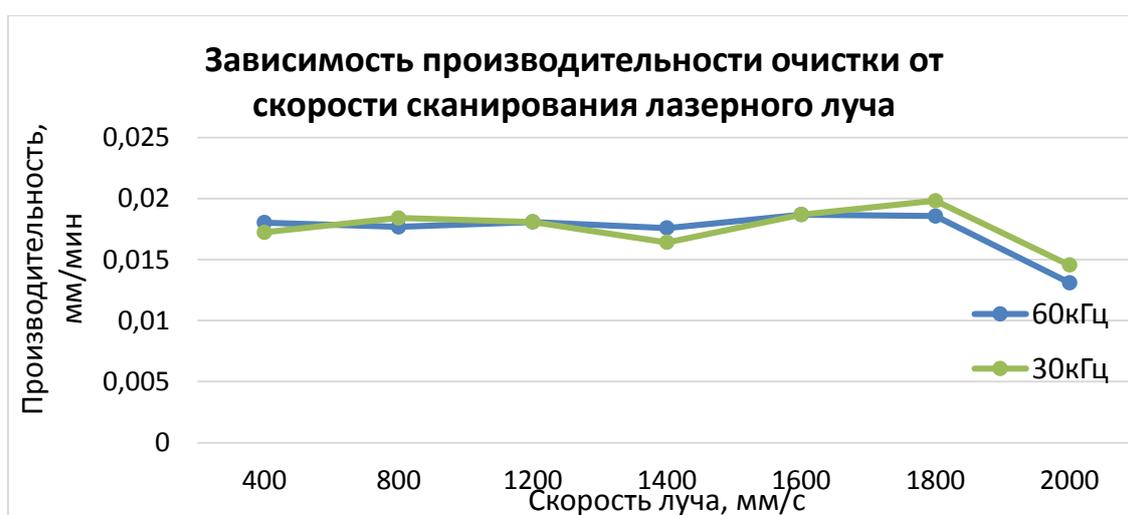


Рис. 3. Экспериментальная зависимость производительности очистки от линейной скорости сканирования лазерного луча

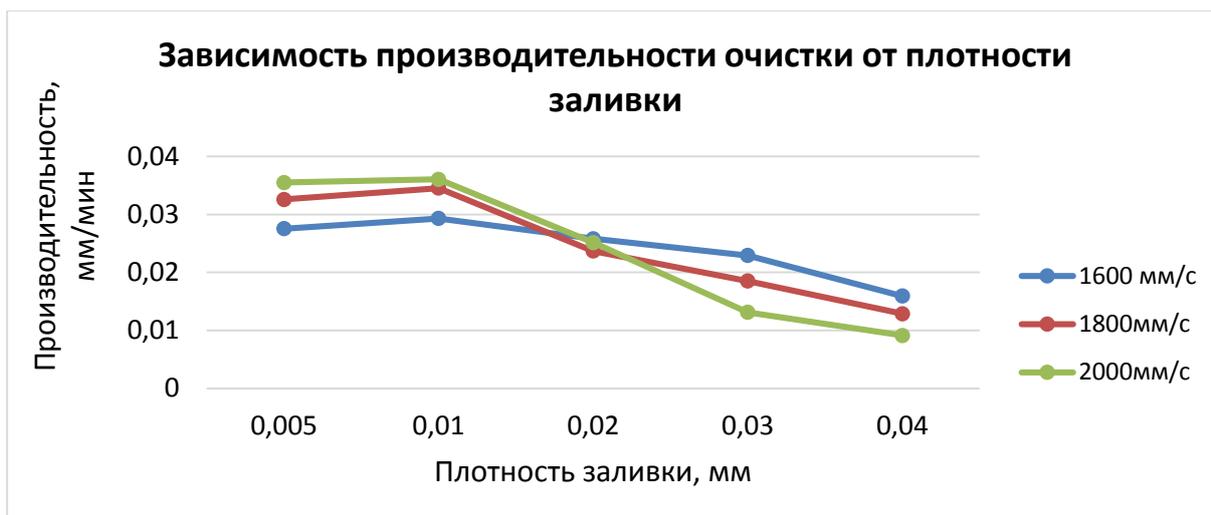


Рис. 4. Экспериментальная зависимость производительности очистки от «плотности заливки» при сканировании

Таблица 2 – Значения начальных/входных и выходных параметров для выбранного расчетного режима ЛО слоя окалины в сравнении с высокопроизводительным экспериментальным режимом ЛО

№	Параметр	Модельный вариант (расчет)	Экспериментальный вариант
Входные технологические параметры			
1	Состав слоя окалины	Fe_3O_4	Fe_3O_4, Fe_2O_3 (примесь)
2	Длина волны ЛИ λ , нм	1064	~1070
3	Диаметр пучка ЛИ d_{LI} , мкм	400,0	50,0
4	Площадь пятна ЛИ s , (м ²)*10 ⁷	1,257	0,0196
5	Толщина слоя окалины δ , мкм	15,0	6,5
6	Пористость слоя окалины p , %	20,0	~20,0 (оценочно)
7	Плотность теплового потока ЛИ q_0 , (Вт/м ²)	$7,175 \cdot 10^8$	$1,413 \cdot 10^{10}$
8	Длительность нагрева участка (пятна ЛИ) t , мс	0,8188	0,025
9	Степень перекрытия (нахлестки) при сканировании луча ЛИ по поверхности, %	0	0 (условно)
Выходные параметры			
1	Температура на границе окалины и стали T_2 , К	1870	≥ 1870
2	Линейная скорость перемещения пучка ЛИ вдоль поверхности v , м/с	0,489	2,00
3	Скорость удаления слоя G_{lw} , дм ² /с	0,0195	0,0100
4	Скорость нагрева слоя HR_{min} ($\approx (T_m - T_0)/t$), К/с	$1,92 \cdot 10^6$	$6,29 \cdot 10^7$
5	Тепловая мощность пучка ЛИ P_0 , Вт	90,17	27,75
6	Число Пекле Pe (нормированная по a скорость обработки [13]) для условий с $T = T_m$	254,1	130,1
7	Энергозатраты EC_0 , кВтч/м ² окалины	0,163	0,000521
8	Энергозатраты EC'_{0w} , кВтч/(кг окалины)	2,67	4,01 (0,0196 – усредненные затраты с учетом значения S)

Для интерпретации экспериментальных данных нами была проведена теоретическая оценка интенсивности плавления и возможной абляции оксидного слоя при лазерном нагреве поверхности конструкционных сталей.

Определение параметров энергоэффективности на основе расчета кинетики нагрева и плавления слоя окалина. Сравнение с экспериментом. Запишем уравнение энергетического баланса для стационарного процесса лазерной очистки окалины с поверхности стали, с учетом потерь на побочные процессы нагрева (твердой и газовой сред, окружающих нагреваемый, т. е. целевой с точки зрения технологии, слой оксидного материала) и выражая суммарные энергозатраты процесса очистки под действием ЛИ как E_w (в Дж на 1 кг нагреваемого материала, т. е. окалины):

$$E_w = Q_w + E_w \cdot (1 - A) + Q_{hl-1} + Q_{hl-2}. \quad (1)$$

В уравнении (1) A это коэффициент поглощения (оптический) ЛИ поверхностью материала, усредненный для температурного диапазона процесса ЛО. Энергозатраты Q_w (в Дж/кг) на нагрев удаляемого слоя окалины от исходной (298 К) до конечной температуры (задаваемой по технологическим соображениям, например, точки плавления (T_m) или испарения слоя), т. е. энергозатраты только в целевой процесс нагрева окалины, – приближенно можно найти по выражениям, в которые входят тепловые эффекты фазовых переходов и затраты тепла на нагрев до переходов [14].

Кондуктивные потери тепла в окружающие (квази-цилиндрическую область нагрева окалины) слои материалов – окалину и стальную подложку характеризуются в упрощенном виде следующей функцией

$$Q_{hl-1} = f(a_I, a_{II}, T, t), \quad (2)$$

а потери тепла в окружающую область нагрева относительно холодный газ по конвективно-излучательному механизму в упрощенном виде это:

$$Q_{hl-2} = f(\alpha, \varepsilon, T, t), \quad (3)$$

где a_I , a_{II} , α и ε – это два коэффициента температуропроводности материалов в твердом состоянии (для окалины и для стальной подложки), коэффициент конвективной теплоотдачи от нагретой поверхности окалины к окружающему газу и интегральная излучательная способность материала поверхности, соответственно; T – определяющая температура нагретой поверхности; t – время нагрева площади пятна ЛИ (т. е. экспозиция ЛИ).

Оценка интенсивности лазерного нагрева в условиях процесса ЛО может быть проведена на основе упрощенной тепловой модели для режимов с варьируемой мощностью излучения, по аналогии с использовавшейся ранее в расчетах лазерного оплавления материалов, а также методики, апробированной для испарительной абляции органических пленок на металлах. При этом допустимо использовать стандартное решение задачи теплопроводности в полуограниченном теле (окалина в нашем случае) с граничным условием второго рода (рассматривавшееся в моделях локального нагрева твердых тел) [15–16], с применением некоторых уточненных нами для $T \rightarrow T_m$ теплофизических свойств фаз оксидов железа и стальной основы.

В ряде важных случаев (в т. ч. при ЛО) тепловой поток, действующий на участок поверхности полуограниченного твердого тела можно представить в виде тонкого кругового источника тепла. При этом можно рассматривать нестационарную осесимметричную задачу с тепловым потоком постоянной интенсивности q , равномерным внутри области радиуса R на поверхности. Для краевой задачи по определению распределения температуры $T(r, z, t)$ в полупространстве, где нагрев происходит от внешнего постоянного

источника тепла, можно использовать одно из стандартных аналитических решений данной двумерной задачи для нестационарного поля температур в полупространстве (с граничным условием) – имитаторе твердых материалов:

$$\Theta(\rho, x, \tau) = 0,5 \int_0^{\infty} (J_0(\lambda \rho) \cdot J_1(\lambda)) \cdot \left[(\exp(-\lambda x)) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\tau^{0,5}} - \lambda \cdot \tau^{0,5}\right) - (\exp(\lambda x)) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\tau^{0,5}} + \lambda \cdot \tau^{0,5}\right) \right] \frac{d\lambda}{\lambda} \cdot (4)$$

В уравнении обозначены величины: тепловой критерий Фурье для процесса теплопроводности в материале $Fo = \tau = (a \cdot t/R^2)$; a – коэффициент температуропроводности материала; t – время; R – радиус зоны нагрева (т. е. пятна ЛИ на поверхности); безразмерные симплексы для аксиальной и радиальной координат (т. е. глубины z и координаты по радиусу r пятна лазерного луча на поверхности) области нагрева в материале: $x = z/R$ и $\rho = r/R$. Путем решения уравнения типа (4) находятся значения основных величин, характеризующих процесс, в т. ч. времени нагрева t^* , требуемого для плавления окалина в зоне под пятном ЛИ, и теплового потока от ЛИ q^* .

Предварительная кинетическая оценка условий нагрева слоя показала, что детальный расчет абляционных режимов (для температурной области существенно выше точек плавления оксидных и металлических фаз) затруднен из-за недостатка опубликованных теплофизических данных по свойствам фаз, возможных в окалине. Для области до температур плавления ситуация является более благоприятной для организации кинетического моделирования процессов нагрева железосодержащих окисленных слоев.

Перед выполнением кинетических расчетов мы провели специальный анализ данных по теплофизическим свойствам существующих в слоях металлооксидной окалины и на границе с ней веществ [17]. Сравнение рассчитанных нами (по опубликованным значениям других свойств с использованием экстраполяции) значений температуропроводности a для рассматриваемых видов компонентов окалины с имеющимися в современной литературе опытными значениями этого параметра показывают наличие отличий и для оксидных и для металлических фаз, причем достигающих для твердых веществ уровня в 50 % и выше. Данная процедура позволяет заполнить пробел в области $T = 1600\text{--}1800$ К, имевшийся в опубликованных массивах данных по температуропроводности железосодержащих фаз a . При этом, по проведенной нами оценке (с использованием термодинамической методики с помощью кода «TERRA» (МГТУ) [14]), к термодинамически стабильным формам конденсированной фазы в условиях лазерного нагрева типичной окалины на углеродистой стали (со стехиометрией, близкой к оксиду Fe_3O_4) при температурах плавления и выше них относятся оксиды Fe_3O_4 (твердый) и FeO (расплав) и металлическое железо (в твердом и жидком состояниях), что согласуется с известными опытными данными.

Сравнение выходных технологических параметров лазерного процесса, в частности показателей его энергоемкости (табл. 2), показывает, что значения такого параметра, как энергозатраты на единицу веса удаляемой окалины (условно принятой по составу как Fe_3O_4) EC'_{0w} (в кВтч/(кг окалины)) для экспериментального режима (с использованием импульсного лазера) и расчетного режима несколько отличаются и составляют соответственно 4,01 (по энергии в импульсе) и 2,67. Этот факт в дальнейшем будет целесообразно анализировать дополнительно, учитывая, что, обычно, режимы лазерного нагрева с помощью ОКГ нестационарного действия (т. е. импульсных) считаются более технологически эффективными, в т. ч. по энерговыкладу, по сравнению с режимами нагрева неорганических материалов CW-лазерами.

Выводы.

1. По результатам экспериментов в режимах очистки образцов из углеродистой стали марки Ст3 от слоя прокатной оксидной окалины, для дальнейшей апробации и производственного использования может быть рекомендован режим очистки, использующий следующие уровни входных параметров импульсного лазера (генерирующего излучение с энергией импульса ~ 1 мДж) для получения выходной производительности очистки на уровне 0,036 мм/мин: скорость сканирования лазерного луча по поверхности $v = 2,0$ м/с, межосевое расстояние между соседними «витками» траектории луча вдоль поверхности $h = 0,01$ мм и частота импульсов лазерного излучения $f = 37$ кГц. При данном уровне производительности очистки за один проход толщина удаляемого слоя составляет около 6,5 мкм окалины в условиях, сочетающих $v = 2,0$ м/с, диаметр пучка ЛИ на поверхности $d_{LI} = 50$ мкм и $f = 37$ кГц (что обеспечивает коэффициент скважности излучения $S = 200,2$).

2. Проведен анализ опубликованной экспериментальной информации по ряду физических свойств оксидов железа и стальной основы (при давлении 0,1 МПа). Систематизированные и дополненные сведения по свойствам компонентов дают дополнительную возможность моделирования лазерной термообработки и очистки сталей. Проведен оценочный кинетический расчет процесса нагрева слоев окалины на стали в режиме полного проплавления окалины под пятном лазерного облучения для двух вариантов фаз (Fe_3O_4 , Fe), возможных в условиях окислительной и восстановительной газовых сред.

3. Анализ найденных параметров очистки, в частности ее энергоемкости, выявил, что удельные энергозатраты EC'_{ow} для высокопроизводительного экспериментального режима и расчетного режима (отличающегося использованием не импульсного лазера, а СВ-типа) несколько различаются по уровню и составляют – 4,0 и 2,7 кВтч/(кг нагреваемой до плавления окалины), соответственно.

ЛИТЕРАТУРА

1. Xie, X. A. New monitoring method for metal rust removal states in pulsed laser derusting via acoustic emission techniques / X. Xie, Q. Huang, J. Long, Q. Ren, W. Hu, S. Liu // Journal of Materials Processing Technology. – 2020. – Vol. 275, Article ID 116321.
2. Zaheer, U. Evaluation of the laser cleaning efficacy of Q235 steel using laser-induced breakdown spectroscopy / U. Zaheer, S. Din, C. Shi, Q. Zhang, Y. Wei, W. Zhang // Metals. – 2023. – Vol. 13, no. 1: 59.
3. Kim, J.-E. A. Study on the application of laser cleaning on the weld of the gas fuel supply pipe for DF engine / J.-E. Kim, P.-S. Kim, J.-M. Lee, H.-S. Choe, J.-D. Kim // Applied Sciences. – 2021. – Vol. 11, no. 24: 11832.
4. Софронов, В. Л. Исследования по лазерной дезактивационной очистке поверхностей металлов, загрязненных радиоактивными материалами / В. Л. Софронов, Е. Ю. Карташов, С. А. Ткачук и др. // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. – 2022. – Т. 333, № 11. – С. 171–182.
5. Wang, X. A. Novel de-rusting method with molten salt precleaning and laser cleaning for the recycling of steel parts / X. Wang, J. Li, L. Wang, X. Jia, M. Hong, Y. Ren, M. Ma // Clean Technologies and Environmental Policy. – 2021. – Vol. 23, no. 5. – Pp. 403–1414.
6. Ogbekene, Y. F. Laser cleaning of grey cast iron automotive brake disc: rust removal and improvement in surface integrity / Y. F. Ogbekene, P. Shukla, Y. Zhang, X. Shen, S. Prabhakaran, S. Kalainathan, K. Gulia, J. Lawrence // International Journal of Peening Science and Technology. – 2018. – Vol. 1, no. 2. – Pp. 155–180.
7. Ren, Z. Improvement of corrosion resistance of carbon steel by laser derusting microstructuring / Z. Ren, L. Shi, H. Chen, C. Wu // Optical Engineering. – 2019. – Vol. 58, no. 5: 056104.

8. Ma, M. Investigation of the surface integrity of Q345 steel after Nd:YAG laser cleaning of oxidized mining parts / M. Ma, L. Wang, J. Li, X. Jia, X. Wang, Y. Ren, Y. Zhou // *Coatings*. – 2020. – Vol. 10, no. 8: 716.
9. Deschênes, J. M. Fraser, A. Empirical study of laser cleaning of rust, paint, and mill scale from steel surface // *Materials Processing Fundamentals 2020* / J. Lee, S. Wagstaff, G. Lambotte (eds.). The Minerals, Metals & Materials Series. – Springer, Cham, Switzerland, 2020. – Part V. – Pp. 189–201.
10. Ren, Y. Stepwise removal process analysis based on layered corrosion oxides / Y. Ren, L. Wang, M. Ma, W. Cheng, B. Li, Y. Lou, J. Li, X. Ma // *Materials*. – 2022. – Vol. 15, no. 21: 7559.
11. Han, J. Laser effects based optimal laser parameter identifications for paint removal from metal substrate at 1064 nm: a multi-pulse model / J. Han, X. Cui, S. Wang, F. Sha, G. Feng, G. Deng, R. Hu // *Journal of Modern Optics*. – 2017. – Vol. 64, no. 19. – Pp. 1–13.
12. Song, K. H. Surface removal of stainless steel using a single-mode continuous wave fiber laser to decontaminate primary circuits / K. H. Song, J. S. Shin // *Nuclear Engineering and Technology*. – 2022. – Vol. 54, Issue 9. – Pp. 3293–3298.
13. Li, C. Analysis of striation formation and suppression strategy on upper edge of cutting surface in laser cutting / C. Li, D. You // *World Journal of Engineering and Technology*. – 2018. – Vol. 6. – Pp. 201–213.
14. Gorokhovski, M. Plasma technologies for solid fuels: experiment and theory / M. Gorokhovski, E. I. Karpenko, F. C. Lockwood, V. E. Messerle, B. G. Trusov, A. B. Ustimenko // *Journal of the Energy Institute*. – 2005. – Vol. 78, no. 4. – Pp. 157–171.
15. Carslaw, H. S. *Conduction of heat in solids* / H. S. Carslaw, J. C. Jaeger – Oxford University Press, 1986 (2nd edition). – ISBN-10:0198533683, ISBN-13:978-0198533689. – 520 p.
16. Pinsker, V. A. Unsteady-state temperature field in a semi-infinite body heated by a disk surface heat source / V. A. Pinsker // *High Temperature*. – 2006. – Vol. 44, no. 1. – Pp. 129–138.
17. Девойно, О. Г. Формирование базы данных по физическим свойствам компонентов оксидной окалины для теоретической оценки эффективности лазерной очистки углеродистых сталей и родственных технологий / О. Г. Девойно, А. В. Горбунов, А. С. Лапковский, Н. И. Луцко // *Наука и техника*. – 2024. – Т. 23, № 3. –10 с. (в печати).

Поступила 01.12.2023

МАШИНОВЕДЕНИЕ, СИСТЕМЫ ПРИВОДОВ И ДЕТАЛИ МАШИН

УДК 629.33

Гончарко А. А., Кравченко Алексей Л., Кравченко Александр Л.,
Колесникович А. Н.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАДНЕЙ ПНЕВМАТИЧЕСКОЙ ПОДВЕСКИ ТРЕХОСНОГО ГРУЗОВОГО АВТОМОБИЛЯ С ПОДЪЕМНОЙ ОСЬЮ

Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск, Беларусь

Разработаны методические рекомендации по моделированию задней пневматической подвески грузового автомобиля с дополнительной подъемной осью. Приведен пример моделирования задней пневматической подвески трехосного грузового автомобиля с подъемной осью в программе ADAMS. Показаны особенности моделирования пневматических упругих элементов и выбора коэффициентов жесткости в зависимости от требуемой высоты пневматической подвески и соответствующей нагрузки на оси для груженого и снаряженного состояния. Проведена верификация динамической модели задней подвески грузового автомобиля. Расчетная модель задней пневматической подвески в составе трехосного грузового автомобиля апробирована по методике оценки плавности хода на рабочем месте водителя при моделировании движения автомобиля.

Введение. Подвеска автомобиля обеспечивает упругую связь между несущей системой и колесами автомобиля, уменьшает динамические нагрузки на несущую систему и колеса. В подвесках грузовых транспортных средств в качестве упругих элементов часто применяются пневмобаллоны. В отличие от рессор, у пневмобаллонов нелинейная характеристика сжатия, за счет чего подвеску можно спроектировать более комфортной. Вторым преимуществом пневматической подвески является то, что давление в пневмобаллонах можно регулировать и таким образом изменять грузоподъемность и высоту подвески. Это преимущество было использовано при проектировании грузового автомобиля с подъемной задней осью, где путем регулирования давления в пневмобаллонах и, соответственно, высоты уровня установки подвески достигалось требуемое распределение нагрузки по осям. Дополнительная подъемная ось автомобиля имеет односкатную ошиновку и соединяется с рамой посредством двухбаллонной пневматической подвески, задний мост имеет двухскатную ошиновку и установлен на четырехбаллонной пневматической подвеске.

В литературных источниках рассмотрены различные подходы к моделированию пневматических подвесок. В работах [1–3] приведены классические подходы к составлению расчетных схем подвесок, включая и пневматические. Упругие элементы подвесок смоделированы однокомпонентными пружинами с заданными коэффициентами жесткости. Направляющий аппарат подвески зачастую не учитывается, или представлен в упрощенном виде. В работах [4–8] рассмотрены современные подходы к моделированию пневматических подвесок с использованием программы MATLABSimulink, в которых также не учитывались особенности компоновки элементов подвесок в трехмерном пространстве и направляющий аппарат подвески.

Рассмотренные примеры и подходы к моделированию пневмоподвесок не учитывают особенности компоновки подвески и специфику разработки динамической модели пневматической подвески в программе ADAMS. Целью настоящей работы была разработка методических рекомендаций, позволяющих создать динамическую модель пневматической подвески в программе ADAMS. В связи с этим были поставлены задачи разработки, верификации и апробации динамической модели на примере моделирования задней пневматической подвески грузового автомобиля в программе ADAMS.

Система регулирования пневматической подвески изменяет давление и объем воздуха в зависимости от приходящейся нагрузки и заданной высоты рамы. Таким образом, жесткостные характеристики пневмобаллонов являются варьируемыми параметрами, изменяющимися в зависимости от внешних нагрузок. Характеристик, приведенных в технической документации [9] на пневмобаллоны (рис. 1), для моделирования недостаточно, т. к. они только частично определены для заданных давлений и не учитывают текущую нагрузку, приходящуюся на пневмобаллон при заданной высоте рамы и пневматической подвески. Приведенные графические зависимости указывают на рабочий диапазон коэффициентов жесткости и не позволяют получить значения коэффициентов жесткости пневмобаллонов для заданных нагрузок и высоты подвески.

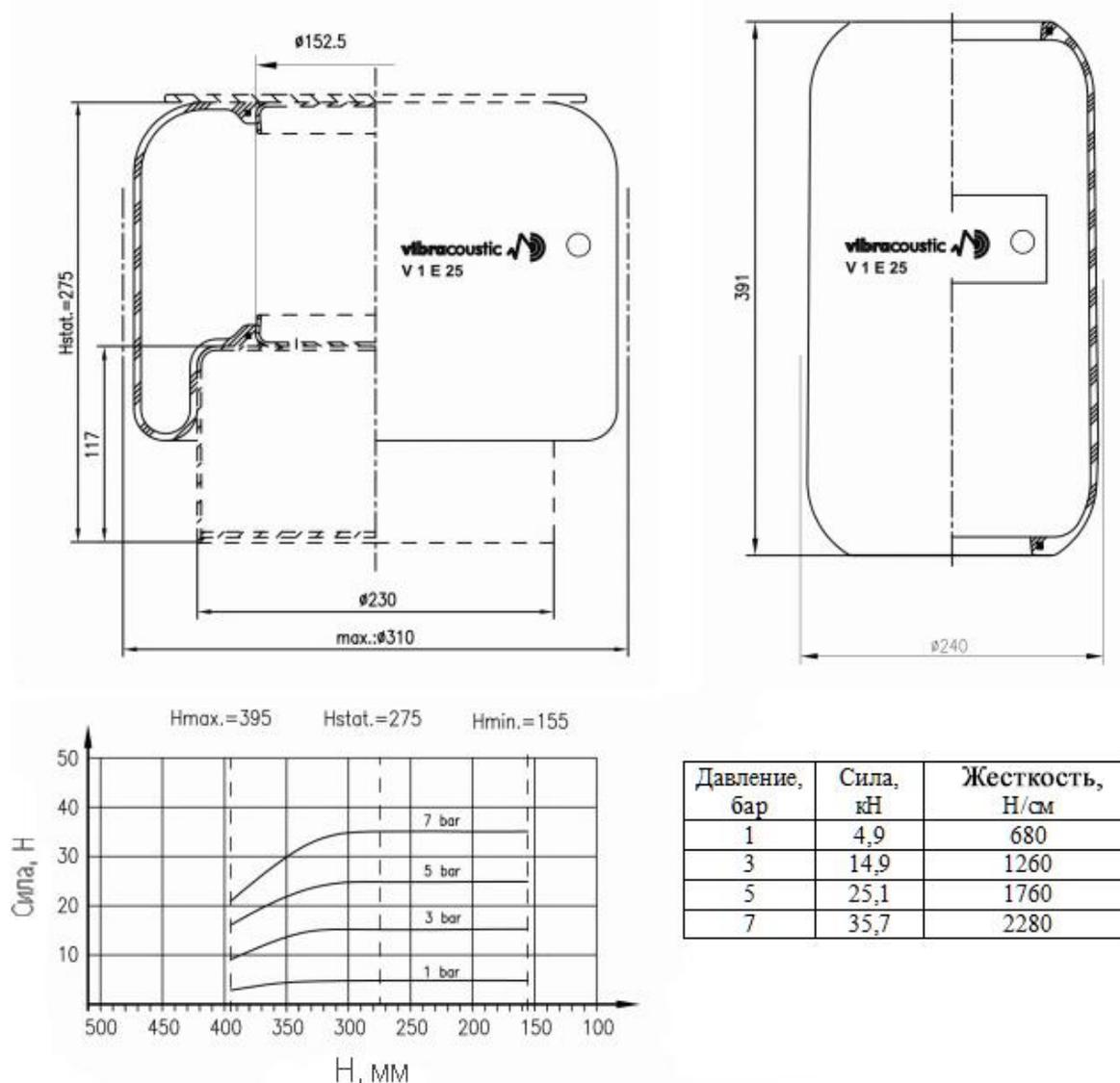


Рис. 1. Характеристики пневмобаллона [9]

Программа моделирования динамики и кинематики ADAMS позволяет в трехмерной среде разрабатывать полнокомплектные динамические модели транспортных средств и их отдельных узлов с учетом кинематики всех элементов, входящих в состав узла, и их пространственного расположения. Таким образом, решаются вопросы корректного учета влияния направляющего аппарата и особенностей компоновки задней подвески при моделировании воздействия возмущающих внешних сил.

Моделирование пневматической подвески в ADAMS. При разработке динамической модели задней пневматической подвески в программе ADAMS в трехмерной среде воспроизведена ее кинематическая схема с размерами деталей в соответствии с конструкторской документацией. Кинематические звенья, составляющие подвеску (рычаги, элементы мостов и балок), заданы абсолютно жесткими телами с соответствующими параметрами масс и моментов инерции, их степени свободы ограничены в соответствии с типом шарниров. Упругодемпфирующие свойства элементов подвесок заданы коэффициентами жесткости и демпфирования соответственно. Тестирование разработанной модели задней подвески проводилось в составе полнокомплектной динамической модели трехосного грузового автомобиля с заданными параметрами развесовки, представленными в табл. 1.

Таблица 1 – Распределение массы автомобиля по осям

Состояние автомобиля	Масса, кг	Масса на 1-ю ось, кг	Масса на 2-ю ось, кг	Масса на 3-ю ось, кг
Снаряженное	16500	6000	7000	3500
Груженое	26500	7500	11500	7500

В модели для обеспечения горизонтального положения рамы при заданной высоте пневматической подвески и соответствующей нагрузке на пневмобаллон были рассчитаны коэффициенты жесткости пневмобаллонов для каждой оси и весового состояния соответственно.

Пневмобаллоны задней подвески грузового автомобиля моделировались в виде пружин с рассчитанными характеристиками жесткости. Для обеспечения горизонтального положения рамы в статическом положении в первоначальный момент времени пружина моделировалась с преднатягом. Характеристики демпфирования заданы исходя из рассчитанных коэффициентов демпфирования с относительным коэффициентом затухания $\psi = 0,2$ [3].

Общий вид модели задней подвески в программе ADAMS приведен на рис. 2.

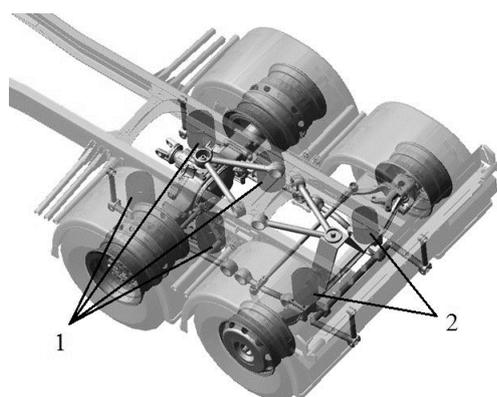


Рис. 2. Общий вид модели задней подвески в программе ADAMS:
1 – пневмобаллоны заднего моста; 2 – пневмобаллоны задней подъемной оси

Расчетные значения параметров жесткостных характеристик пневмобаллонов ($c1$ – коэффициент жесткости пневмобаллонов ведущего моста, $c2$ – коэффициент жесткости

пневмобаллонов подъемной оси) задней подвески для различных состояний грузового автомобиля представлены в табл. 2.

Таблица 2 – Результаты расчета коэффициентов жесткости пневмобаллонов

Состояние автомобиля	Коэффициент жесткости	
	$c1$, Н/мм	$c2$, Н/мм
Снаряженное	211	180
Груженое	220	220

Верификация динамической модели задней подвески проведена в результате статического анализа путем сравнения расчетного значения высоты верхней полки лонжерона (относительно опорной поверхности) с заданным значением $h_{mn} = 950$ мм для снаряженного и груженого состояния автомобиля. Расчетное значение высоты пневмоподвески составило $h_{mn} = 949,9$ мм. Значения полученных параметров приведены на расчетной схеме (рис. 3).

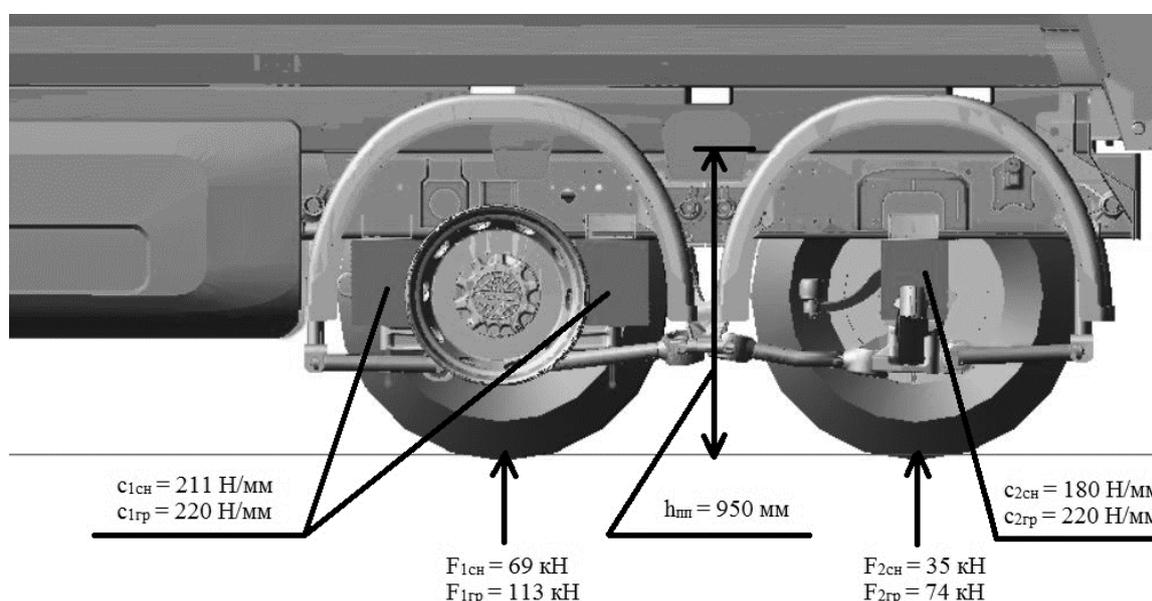


Рис. 3. Расчетная схема статического анализа подвески

Апробация динамической модели задней подвески выполнена в составе полнокомплектной динамической модели грузового автомобиля на примере оценки плавности хода автомобиля при движении по дороге «булыжная мостовая» со скоростью 40 км/ч [10]. Полученные расчетные значения вертикальных виброускорений были оценены по критерию общей вибрации для 1 категории [11]. Графики вертикальных ускорений и спектральных мощностей виброускорений на рабочем месте водителя представлены на рис. 4, 5, результаты представлены в табл. 3.

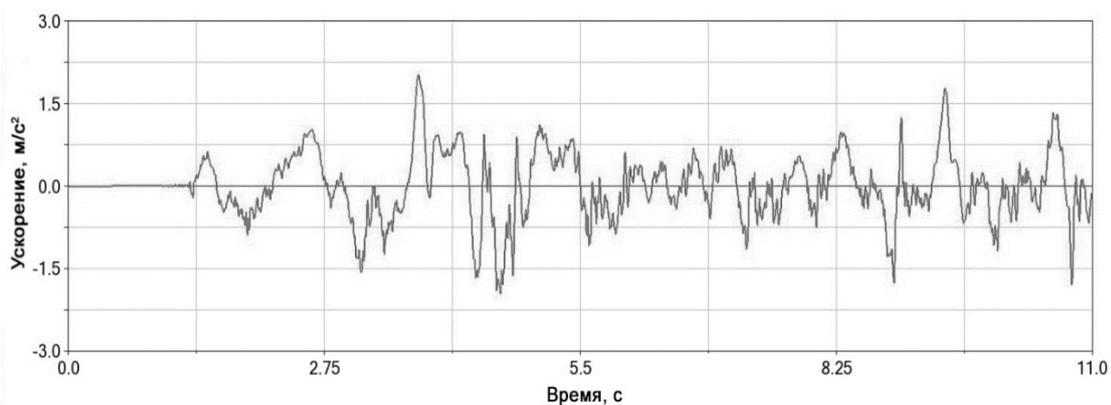


Рис. 4. График вертикальных ускорений

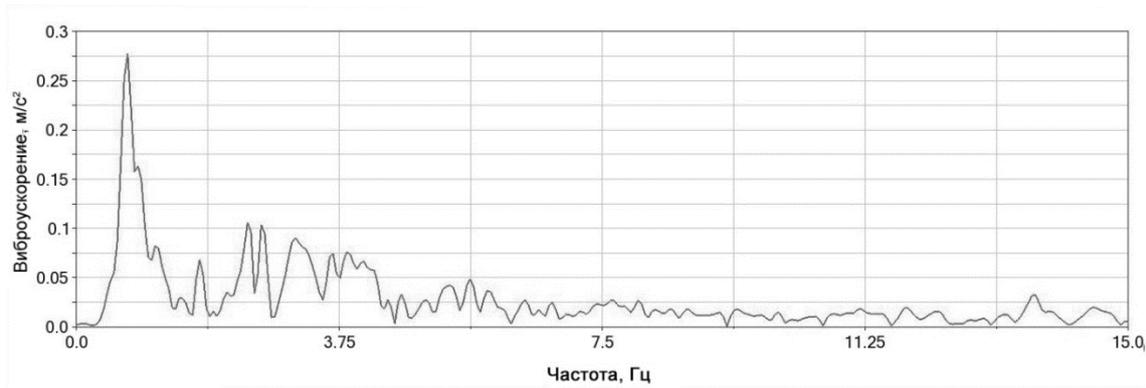


Рис. 5. График амплитудно-частотной характеристики виброускорений

Таблица 3 – Корректированные среднеквадратичные значения виброускорений в 1/3 октавных полосах

Среднегеометрические частоты 1/3 октавных полос, Гц	Предельно допустимые значения виброускорений, м/с ²	Результаты расчета виброускорений, м/с ²
0,80	0,7100	0,0144
1,00	0,6300	0,0138
1,25	0,5600	0,0304
1,60	0,5000	0,1221
2,00	0,4500	0,1749
2,50	0,4000	0,3951
3,15	0,3550	0,3498
4,00	0,3150	0,1894
5,00	0,3150	0,1260
6,30	0,3150	0,1219
8,00	0,3150	0,1119
10,00	0,4000	0,0632
12,50	0,5000	0,0450
16,00	0,6300	0,0361
20,00	0,8000	0,0185
25,00	1,0000	0,0089
31,50	1,2500	0,0059
40,00	1,6000	0,0043
50,00	2,0000	0,0030
63,00	2,5000	0,0021
80,00	3,1500	0,0015

Анализ результатов расчетов показал (см. табл. 3), что расчетные значения виброускорений на рабочем месте водителя не превышают предельно допустимые значения на всех 1/3 октавных полосах частот.

Заключение. Применение компьютерных программ моделирования позволяет исследовать сложные системы автомобиля, сокращая временные и материальные затраты на проектирование. Анализ литературных источников показал, что рассмотренные методики моделирования не в достаточной мере подходят для создания расчетных динамических моделей двух- и четырехбаллонных пневматических подвесок из-за упрощения направляющего аппарата подвески.

В ходе исследования разработаны методические рекомендации по моделированию пневматической задней подвески, с учетом конструкции направляющего аппарата. Разработана динамическая модель задней пневматической подвески трехосного грузового автомобиля с дополнительной подъемной осью в программе ADAMS. В соответствии с предложенными методическими рекомендациями рассчитаны коэффициенты жесткости пневмобаллонов заднего моста и подъемной оси 211 Н/мм и 180 Н/мм в снаряженном и 220 Н/мм и 220 Н/мм в груженом состоянии соответственно. Проведены верификация динамической модели задней пневматической подвески и ее апробация в составе полнокомплектной динамической модели автомобиля на примере расчета показателя плавности хода на рабочем месте водителя при движении по дороге «булыжная мостовая» со скоростью 40 км/ч. Отклонение расчетного значения высоты верхней полки лонжерона (относительно опорной поверхности) от заданного значения $h_{mn} = 950$ мм не превысило 0,5 мм. Расчетные значения виброускорений на рабочем месте водителя не превысили предельно допустимые значения на всех 1/3 октавных полосах частот на выбранном режиме нагружения.

Предложенные методические рекомендации могут быть использованы для создания расчетной компьютерной модели задней пневматической подвески, которая в составе динамической модели грузового автомобиля применима для проведения виртуальных испытаний по оценке показателей плавности хода, управляемости, устойчивости и маневренности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Акопян Р. А. Пневматическое поддрессирование автотранспортных средств (вопросы теории и практики). Часть 1. – Львов: Вища школа. Изд-во при Львов, ун-те, 1979. – 218 с.
2. Гришкевич А. И. Автомобили. Конструкция, конструирование и расчет. Системы управления и ходовая часть: Учебник для вузов. – Мн.: Выш. Шк., 1987. – 200 с.: ил.
3. Ротенберг Р. В. Подвеска автомобиля. – Изд. 2-е, переработ. и доп. – М.: Машиностроение, 1972. – С. 392.
4. Nguyen Van Tuan, Le Van Quynh, Vi Thi Phuong Thao, Le QuangDuy Optimal design parameters of air suspension systems for semi-trailer truck. Part 1 modeling and algorithm // VIBROENGINEERING PROCEDIA. – October, 2020. – Vol. 33. – P. 72–77.
5. Mahmood S. Mahmood, Ameen A. Nassar, Haider M. Mohammad. Analysis and study indicators for quarter car model with two air suspension system // Basrah Journal for Engineering Sciences. – Vol. 22, № 2. – 2022. – P. 16–22.
6. Mahmood S. Mahmood, Ameen A. Nassar, Haider M. Mohammad. Study of performance of incorporating pneumatic suspension system with the hydraulic actuator for quarter car and using controllers with genetic algorithm // Instrumentation MesureMétrologie. – Vol. 21, № 4. – August, 2022. – P. 151–158.
7. Jia Wang, Nonlinear modeling and h-infinity model reference control of pneumatic suspension system" (2012). Graduate Theses and Dissertations. 12504. [Электронный ресурс] – Режим доступа: <https://lib.dr.iastate.edu/etd/12504>. – Дата доступа: 30.08.2023.

8. Рябов И. М., Чернышов К. В., Пылинская Т. В., Гасанов М. М., Абдулаев М. Ш., Гечекбаев Ш. Д. Математическое моделирование пневматической подвески транспортного средства с упругодемпфирующим приводом регулятора статического положения // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. – 2009, № 3 – С. 143–147.

9. Каталог пневмоподушек, пневморессор для грузовых автомобилей европейского производства Vibracoustic, Contitech, Firestone, Goodyear, Pirelli, Dunlop, Phoenix [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.mmdavto.com/catalog.php?page=6>. – Дата доступа 30.08.2023.

10. ГОСТ 31191.1-2004 (ИСО 2631-1:1997) Вибрация и удар. Измерение общей вибрации и оценка ее воздействия на человека. Часть 1. Общие требования. – М.: Стандартинформ, 2010. – 28 с.

11. Об утверждении Санитарных норм и правил [Электронный ресурс]: постановление Министерства здравоохранения Республики Беларусь, 26 дек. 2013 г., № 132 // Национальный правовой Интернет-портал Республики Беларусь. – Режим доступа: <https://pravo.by/document/?guid=12551&p0=W21428310p&p1=1>. – Дата доступа: 30.08.2023.

Поступила 02.11.2023

УДК 629

Гордейчик А. А., Шелковский Н. Г.

ОБЗОР СОВРЕМЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ СНЕГОУПЛОТНИТЕЛЬНЫХ МАШИН И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ

ОАО «Минский тракторный завод», Минск, Беларусь

В докладе раскрыта формулировка слова ратрак, представлена история создания ратрака, а также представлен мировой рынок ратраков на данный момент. Частью доклада является краткое описание устройства и основные технические характеристики машины снегоуплотнительной «BELARUS» МСУ-108, разработанной ОАО «МТЗ», предназначенной для подготовки лыжных трасс на спортивных объектах, в горнолыжных комплексах и зонах отдыха.

Ратрак [1] – (снежный тягач, амер. snowcat) специальное транспортное средство на гусеничном ходу, используемое для подготовки горнолыжных склонов и лыжных трасс. Такие машины относятся к категории узкоспециализированной спецтехники, могут использоваться для транспортировки грузов, перевозки людей (рис. 1), а также при спасательных работах в соответствующей местности.



Рис. 1. Ратрак с установленной кабиной для перевозки людей

Машина достаточно тяжелая, но давление ее на снежную поверхность составляет не более $0,05 \text{ кг} / \text{см}^2$. Дело в том, что на машине устанавливаются гусеницы шириной

800–1500 мм, состоящие из параллельных армированных резиновых лент, к которым присоединены мощные поперечные планки – грунтозацепы (на некоторых моделях устанавливаются шипы для работы на обледенелых участках). Ратрак обладает высокой проходимостью – гусеницы практически не проскальзывают, и ратрак может подниматься по склону крутизной в 45–50 градусов. Правда, для покорения крутых склонов придется воспользоваться гидравлической лебедкой (рис. 2), которая тянет трос синхронно с движением гусениц.



Рис. 2. Ратрак с гидравлической лебедкой

Первые ратраки появились в 1930 году на территории США. Изобретателем этой машины считается американец Э. Трак. Первая модель комплектовалась двумя гусеницами и 2 лыжами спереди [2], предназначалась для перевозки людей по глубокому снегу и уплотнения снега (рис. 3). Через 21 год с момента создания прототипа, конструктор получил патент на другую снегоходную машину, оборудованную уже четырьмя гусеницами (рис. 4).



Рис. 3. Первая модель ратрака



Рис. 4. Ратрак с 4-мя гусеницами

Первые ратраки были импортированы из США в Европу в 1954 году и мгновенно доказали свою эффективность, стремительный взлет популярности курорта Куршевель тому наилучшее доказательство. И начался буквально взрывной рост интереса к такой технике – к производству подключаются ведущие производители, появляется множество мелких фирм, делающих навесное оборудование и гидравлику.

В итоге Prinoth, Kässbohrer, Bombardier, Logan Machine Company (LMC), Formatic, Snow Trac, Thiokol, Tucker, Ohara, Scot-Trac, VMC/UTV, Sure Trac, Aztec, Foremost, SAS и другие начинают обеспечивать весь континент первоклассными машинами для подготовки горнолыжных склонов.

В 1962 году Prinoth выпускает первый прототип P-60, а уже два года спустя с конвейера сошел серийный ратрак Prinoth (рис. 5). Столь же стремительным был взлет Kässbohrer, чьи ратраки PistenBully появились на склонах в 1969 году (рис. 6).



Рис. 5. Серийный ратрак Prinoth



Рис. 6. Серийный ратрак PistenBully

Сегодня рынок ратраков представлен следующими производителями:

1. Prinoth [3] (Штерцинг, Италия). Один из ведущих мировых производителей сельскохозяйственного оборудования, лесозаготовительной техники, карьерных вездеходов и ратраков. На данный момент в линейке компании – 7 различных моделей [4], мощностью от 170 кВт/231 л. с. (рис. 7) до 390 кВт/530 л. с. (рис. 8).



Рис. 7. PrinothHUSKY с двигателем MTU 4R 1000 OM 934
170 кВт/231 л. с.



Рис. 8. PrinothLEITWOLFX с двигателем MTUR 6R 1300
390 кВт/530 л. с.

2. PistenBully [5] (Лаунхайм, Германия). Торговая марка компании Kässbohrer Geländefahrzeug, как и Prinoth, производит множество гусеничных вездеходов на все случаи жизни, но наиболее известны именно ратраки этой марки. Четыре линейки, предназначенные для различных целей, причем одна, например, для разравнивания снежных покрытий внутри помещений, суммарно 20 моделей с мощностью от 188 кВт/256 л. с. (рис. 9) до 450 кВт/612 л. с. (рис. 10).



Рис. 9. PistenBully 100 с двигателем CuminsB 6.7
мощностью 188 кВт/256 л. с.



Рис. 10. PistenBully 800 с двигателем MAND38
мощностью 450 кВт/612 л. с.

3. Ohara [6] (Ниигата, Япония). Японская компания, производящая оборудование для переработки отходов, генераторы, технику для добычи нефти и газа, а также – ратраки и арктические вездеходы. В линейке ратраков всего четыре модели с мощностью от 205 кВт/279 л. с. до 400 кВт/544 л. с. (рис. 11).



Рис. 11. Ohara Fuzin с двигателем Caterpillar C13
мощностью 400 кВт/544 л. с.

4. Favero Lorenzo [7] (Тревиньяно, Италия). Не очень крупный, но заметный на мировом уровне итальянский производитель снегоходов и ратраков. У нас широко известна торговая марка Favero Lorenzo Snow Rabbit, одних из самых компактных и бюджетных ратраков на рынке. В линейке всего две модели мощностью 84 кВт/114 л. с. (рис. 12) и 100 кВт/136 л. с.



Рис. 12. Favero Lorenzo Snow Rabbit 3 с двигателем VMOTORIR754 IE5 / EU6C мощностью 84 кВт/114 л. с.

Машина снегоуплотнительная (ратрак) «BELARUS» МСУ-108 (рис. 13) предназначена для подготовки лыжных трасс на спортивных объектах, в горнолыжных комплексах и зонах отдыха.



Рис. 13. Машина снегоуплотнительная «BELARUS» МСУ-108 с двигателем Д-245.35Е4 мощностью 130 кВт/177 л. с.

Машина снегоуплотнительная «BELARUS» МСУ-108 имеет следующие параметры:
 – двигатель Д-245.35Е4, экологического стандарта ЕВРО-4, мощностью 177 л. с. (прошел приемочные испытания двигатель Weichai WP4.6NG210E301 мощностью 209 л. с.);

- гидрообъемная трансмиссия;
- гусеничный движитель с гусеницей шириной 820–1100 мм и механическим натяжителем гусениц;
- резино-жгутовая подвеска;
- 12-типозиционный поворотный отвал шириной 3330 мм;
- снегоуплотнительное оборудование шириной 4200 мм, с фрезой 2600 мм и двухполосной системой нарезания лыжни;

- электронная система управления, круиз-контроль, бортовая система диагностики;
- двухместная кабина, с подогревом стекол, зеркал и сидений;
- гидравлический подъем кабины и кузова.

Ниже (табл. 1) приведено сравнение машины снегоуплотнительной «BELARUS» МСУ-108 с аналогами.

Система управления ратраком играет важную роль в оптимизации работы машины, повышении производительности и обеспечении безопасности.

Система управления ратраком обычно включает в себя несколько компонентов, которые работают вместе для обеспечения точного управления и маневренности ратрака.

Система управления машины снегоуплотнительной (ратрака) «BELARUS» МСУ-108 состоит из следующих подсистем:

- рулевое управление (осуществляется с помощью штурвала);
- гидравлическая система (используется для управления различными функциями ратрака, такими как подъем и опускание оборудования, управление движением ратрака. Эта система управления работает на основе гидростатической трансмиссии, о которой я упоминал ранее);
- система контроля и информации (контролирует различные аспекты работы ратрака. Система включает в себя дисплей, который показывает информацию о скорости, температуре, давлении и других важных параметрах);
- управление двигателем (система контролирует подачу топлива, зажигание и другие параметры работы двигателя. Это позволяет обеспечить оптимальную производительность, надежность и экономию топлива).

Таблица 1 – Сравнение машины снегоуплотнительной «BELARUS» МСУ-108 с аналогами

Модель ратрака	BELARUS МСУ-108	PISTEN BULLY 100	PRINOTH HUSKY
Масса эксплуатационная машины, кг	6450	5200	5800
Габаритные размеры машины, мм			
– длина	8265	8893	8590
– ширина	4200	3320	4095
– высота	2980	2500	2770
Мощность двигателя, кВт (л. с.)	130 (177)	188 (256)	170(231)
Скорость движения, км/ч	0–25	0–25	0–25
Максимальный угол подъема, град	30	30	30
Емкость топливного бака, л	130	130	150
Ширина отвала, мм	3330	3320	3250
Ширина фрезы (по финишерам), мм	4200	3200	4095
Система нарезания лыжни	двухполосная	двухполосная	двухполосная
Ширина гусеницы, мм	820–1100	800–1200	800–1500

Всего на машине установлено 3 блока управления (2 основных и 1 аварийный на случай выхода из строя 1 основного блока).

Автоматизации и использования систем управления ратраком имеет ряд преимуществ:

– снижение нагрузки на оператора. Оператор может использовать функции автоматического управления (круиз-контроль, плавающее положение оборудования) для выполнения сложных задач без необходимости постоянного ручного вмешательства;

– повышение безопасности. Такие функции как автоматическое отключение в случае перегрузки или автоматическое поднятие заднего навесного оборудования при включении заднего хода помогают предотвратить возможные аварийные ситуации и повреждения оборудования;

– раннее информирование. Система позволяет оператору отслеживать работу ратрака, контролировать ключевые параметры и предупреждать о возможных проблемах или поломках.

Популярность горнолыжного спорта неуклонно растет, и вместе с ней возрастает и необходимость в развитии специализированных решений, в том числе и ратраков. Ожидается, что количество горнолыжных курортов будет продолжать расти, что, в свою очередь, будет способствовать росту спроса на улучшения и инновационные решения в обработке снега.

Одной из перспектив развития ратраков может стать более широкое применение технологий автономного управления и дистанционного управления, которые позволят существенно повысить эффективность и безопасность процесса обработки снежной поверхности. Также возможно использование функций и компонентов «умного горнолыжного курорта», которые будут интегрированы в ратраки – обработка склонов будет выполняться с использованием данных, получаемых с датчиков и камер в режиме реального времени, что позволит получать более точную и полную информацию о состоянии трассы.

Также ожидается, что будут разрабатываться новые методы обработки и укладки снега, а также двигатели и компоненты ратраков, позволяющие снизить затраты на эксплуатацию и ремонт техники. Одно из перспективных направлений исследований – использование ратраков, работающих на электроэнергии и других альтернативных источниках энергии.

Таким образом, ожидается, что ратраки будут продолжать развиваться и интегрироваться в современную инфраструктуру горнолыжных курортов, позволяя обеспечивать все более высокий уровень комфорта и безопасности для посетителей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ратрак. – Режим доступа: <https://ru.wikipedia.org/wiki/%D0%A0%D0%B0%D1%82%D1-%80%D0%B0%D0%BA>.

2. История и эволюция ратраков. – Режим доступа: <https://sport-marafon.ru/article/istoriya-i-evolyutsiya-ratrakov/>.

3. Создатели ратраков. – Режим доступа: <https://novate.ru/blogs/190122/61888/>.

4. Prinoth каталог моделей. – Режим доступа: <https://www.prinoth-snowgroomers.com/>.

5. PistenBully каталог моделей. – Режим доступа: <https://www.pistenbully.com/en/snow-groomers>.

6. Ohara каталог моделей. – Режим доступа: <https://www.oharacorp.co.jp/en/products/snowvehicles/>.

7. FaveroLorenzo каталог моделей. – Режим доступа: <https://www.faverosnowtech.com/en/>.

Поступила 02.11.2023

СИНТЕЗ В ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ МЕХАНИКЕ. РАЗДЕЛ «КИНЕМАТИКА»

Белорусская государственная академия авиации, Минск, Беларусь

Описан новый алгоритм формирования методами многокритериального синтеза 14 схем сложного движения точки M , состоящими из простых элементов конструкций переносного и относительного движений в соответствии с семью критериями – числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения.

Применение в учебном процессе методов многокритериального синтеза кинематики сложного движения точки способствует: формированию у студентов навыков многокритериального мышления; сокращению разрыва между современными методами проектирования машин в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА и знаниями обучающихся по теоретической механике.

Обоснование для применения многокритериальной идентификация и выбора в расчетно-методических многокритериальных аппаратах – РММА и в курсе теоретической механики приведено в работах [1–9].

Чтобы сократить разрыв между современными методами проектирования машин и их узлов в виде РММА и знаниями, получаемыми студентами в вузах, необходимо уже сейчас на лекциях и на практических занятиях реализовывать совокупность пяти задач кинематики сложного движения точки – КСДТ [9]:

1. Задача – по заданному относительному движению точки и движению подвижной системы определить сложное движение.
2. Задача – заданное сложное движение разложить на составляющие движения.
3. Задача о многокритериальной идентификации КСДТ.
4. Задача о многокритериальном выборе КСДТ.
5. Синтез КСДТ.

Первые две задачи статики являются классическими задачами анализа, которые уже давно подробно описаны во всех учебниках по теоретической механике. Задачи 3–4 этого списка являются новыми и были впервые рассмотрены в [9].

Отметим, что точно такая картина наблюдается и в огромном количестве литературы по теоретической механике, в том числе в работах классиков механики [10–16], где отсутствует само слово синтез, не описаны постановки задач синтеза, несмотря на то, что вся гражданская и военная техника уже очень давно проектируется методами, подобными синтезу – из простых элементов формируются сложные конструкции, например автомобили, самолеты, строительные конструкции.

В этой связи **была поставлена цель**: разработать и применить методы многокритериального синтеза в решениях различных по сложности задач кинематики сложного движения точки.

I. Постановка и алгоритм решения задач многокритериального синтеза КСДТ.

Формулы абсолютного ускорения точки при переносном поступательном прямолинейном и поступательном криволинейном движении приведены в [9].

Если относительное движение точки ускоренное криволинейное, а переносное движение – ускоренное вращательное, то формула абсолютного ускорения точки M приобретает вид:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \quad (1)$$

где \bar{a} – абсолютное ускорение точки;

\bar{a}_r^τ – относительное тангенциальное ускорение точки;

\bar{a}_r^n – относительное нормальное ускорение точки;

\bar{a}_e^τ – переносное тангенциальное ускорение точки;

\bar{a}_e^n – переносное нормальное ускорение точки;

\bar{a}_k – ускорение Кориолиса.

Векторные слагаемые абсолютного ускорения в формуле (1) определяются из законов относительного и переносного движений. В статье рассматриваются только три вида переносного движения: поступательное прямолинейное, поступательное криволинейное и вращательное.

Определим количество и вид вариантов критерия \bar{a} – абсолютное ускорение точки, которые отличаются числом и видом векторных составляющих абсолютного ускорения \bar{a}_r^τ , \bar{a}_r^n , \bar{a}_e^τ , \bar{a}_e^n , \bar{a}_k . Для этого используем формулу (1) и простейшие законы относительного и переносного движений. Полученные варианты критерия \bar{a} разбиваем на пять групп.

Первая группа – пять критериев, каждый состоит из одной векторной составляющей абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = 0, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau, \bar{a} = \bar{a}_r^n, \bar{a} = \bar{a}_e^\tau, \bar{a} = \bar{a}_e^n.$$

Вторая группа – семь критериев, каждый состоит из сочетания по два векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^n, \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n, \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau, \\ \bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n, \bar{a} = \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

Третья группа – семь критериев, каждый состоит из сочетания по три векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n, \\ \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

Четвертая группа – четыре критерия, каждый состоит из сочетания по четыре векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

Пятая группа – один критерий, содержащий пять векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

Описание алгоритма формирования методами многокритериального синтеза схем сложного движения точки M из простых элементов конструкций переносного (e) и относительного (r) движений в соответствии с критериями – числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \bar{a} .

1. В каждой из пяти групп (кроме пятой) выбираем необходимые критерии абсолютного ускорения точки.

2. Схемы сложного движения точки M , соответствующие критериям – числу и виду векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \bar{a} , необходимо формировать методами синтеза двумя простыми элементами конструкций переносного движения (рис. 1).

3. Затем к сформированным схемам переносного движения добавляются по одному простому элементу относительного движения (рис. 1).

4. На сформированных схемах абсолютного движения точки M покажем все векторы, которые отображают кинематические характеристики сложного движения точки.

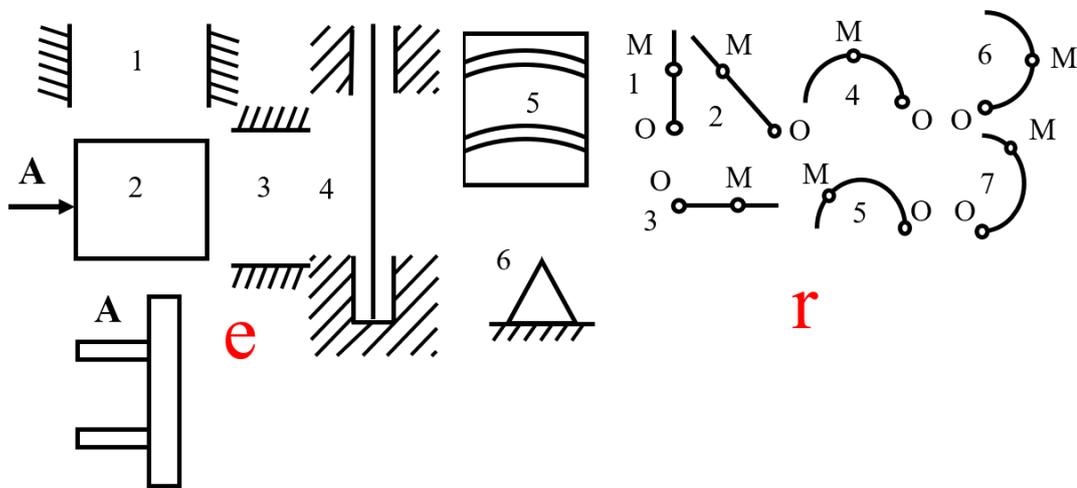


Рис. 1. Простые элементы слева – направо: переносного движения e – 1–6, вид А; относительного движения r – 1–7, ОМ

Пример № 1. Описание алгоритма формирования методами синтеза схем сложного движения точки M из простых элементов конструкций переносного и относительного движений (рис. 1) в соответствии с критерием первой группы – числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \bar{a} . Показать на сформированных схемах все векторы кинематических характеристик сложного движения точки, отображающих этот критерий:

$$\bar{a} = \bar{a}_e^\tau.$$

1. Сформируем две отличные друг от друга схемы переносного движения, соответствующие физическим и кинематическим характеристикам данного критерия:

$$(2e + 3e), (2e + 4e).$$

2. Затем к сформированным схемам переносного движения добавляются простые элементы относительного движения

$$(2e + 3e + 3r), (2e + 4e + 2r).$$

3. На сформированных схемах в прямоугольных декартовых осях XYZ показаны векторы – $\overline{\omega_e}$, $\overline{V_r}$, $\overline{a_e^\tau}$ (рис. 2).

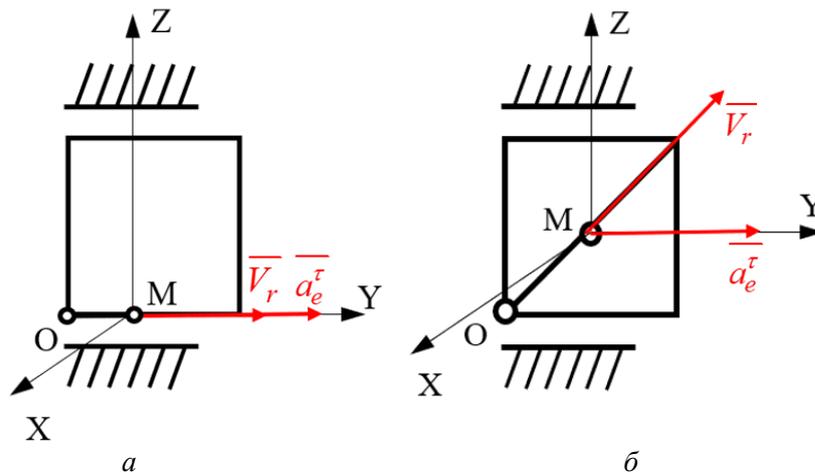


Рис. 2. Варианты схем синтеза КСДТ, построенных по критерию $\overline{a} = \overline{a_e^\tau}$

Результат синтеза. Из простых элементов переносного и относительного движений точки M сформировано две схемы КСДТ, соответствующие критерию первой группы $\overline{a} = \overline{a_e^\tau}$.

Пример № 2. Описание алгоритма формирования методами синтеза схем сложного движения точки M из простых элементов конструкций переносного и относительного движений (рис. 1) в соответствии с критериями – числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \overline{a} . Показать на сформированных схемах все векторы кинематических характеристик сложного движения точки, отображающих этот критерий:

$$\overline{a} = \overline{a_r^n} + \overline{a_e^n}$$

1. Сформируем по две отличные друг от друга схемы переносного движения для данного критерия:

$$(2e+5e), (2e+4e).$$

Переносное движение в виде $(2e+5e)$ можно показать на конструкции, состоящей рамки 2, которая своими двумя горизонтальными направляющими войдет в два криволинейных эквидистантных паза, прорезанных пальчиковой фрезой в корпусе 5. При движении влево-вправо от нейтрального положения рамка 2 будет совершать поступательное криволинейное движение, как люлька вращающегося колеса обозрения.

2. Затем к сформированным шести схемам переносного движения добавляются простые элементы относительного движения

$$(2e+5e+5r), (2e+4e+7r).$$

3. На сформированных схемах в прямоугольных декартовых осях XYZ показаны векторы $\overline{\omega_e}$, $\overline{V_r}$, $\overline{a_e^n}$, $\overline{a_r^n}$ (рис. 3).

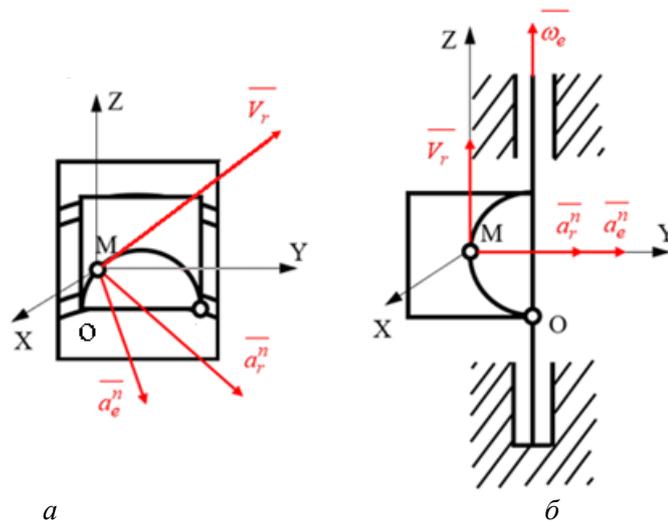


Рис. 3. Варианты схем синтеза КСДТ, построенных по критерию $\bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n$

Результат синтеза. Из простых элементов переносного и относительного движений точки M сформировано две схемы КСДТ, соответствующие критерию второй группы $\bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n$.

Пример № 3. Описание алгоритма формирования методами синтеза схем сложного движения точки M из простых элементов конструкций переносного и относительного движений (рис. 1) в соответствии с тремя критериями третьей группы – числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \bar{a} . Показать на сформированных схемах все векторы кинематических характеристик сложного движения точки, отображающих эти критерии:

$$\bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \quad \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n.$$

1. Сформируем по две отличные друг от друга схемы переносного движения для первого, второго критериев:

$$(2e + 4e), (2e + 4e),$$

$$(2e + 5e), (2e + 4e).$$

2. Затем к сформированным шести схемам переносного движения добавляются простые элементы относительного движения

$$(2e + 4e + 4r), (2e + 4e + 7r),$$

$$(2e + 5e + 3r), (2e + 4e + 1r).$$

3. На сформированных схемах в прямоугольных декартовых осях XYZ показаны векторы ω_e , ε_e , V_r , a_e^n , a_e^τ , a_k (рис. 4).

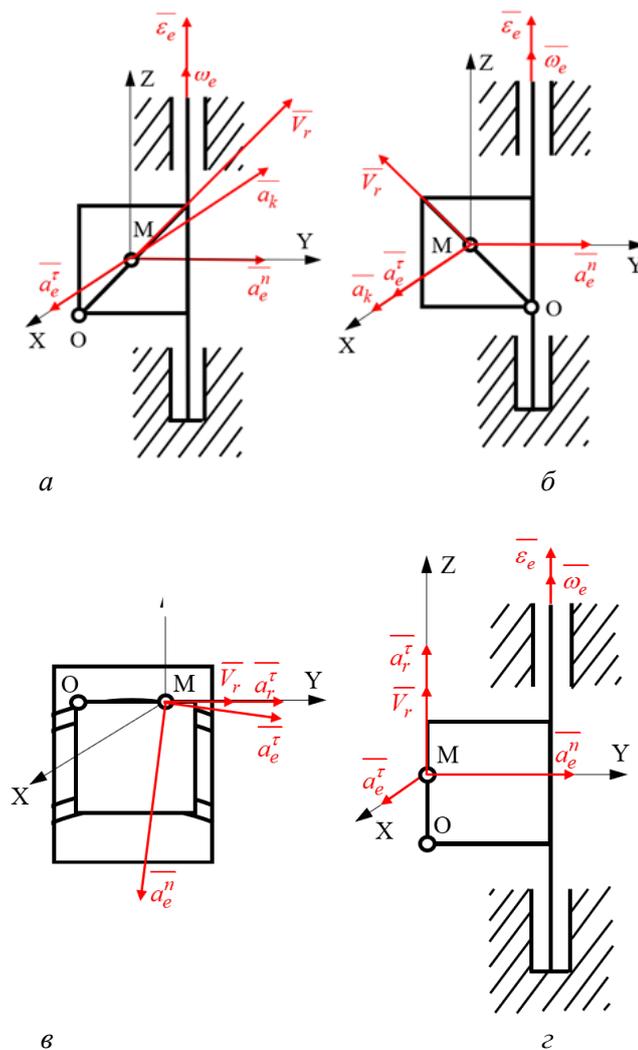


Рис. 4. Варианты схем синтеза КСДТ, построенных по критериям

$$\bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \quad \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n$$

Результат синтеза. Из простых элементов переносного и относительного движений точки M сформировано по две схемы КСДТ, отображающие критерии третьей группы

$$\bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \quad \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n.$$

Пример № 4. Описание алгоритма формирования методами синтеза схем сложного движения точки M из простых элементов конструкций переносного и относительного движений (рис. 1) в соответствии с критериями четвертой группы – лом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \bar{a} . Показать на сформированных схемах все векторы кинематических характеристик сложного движения точки, отображающих эти критерии:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n, \quad \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

1. Сформируем по две отличные друг от друга схемы переносного движения для первого, второго и третьего критерия:

$$(2e+5e), (2e+4e),$$

$$(2e+4e), (2e+4e).$$

2. Затем к сформированным шести схемам переносного движения добавляются простые элементы относительного движения

$$(2e+5e+5r), (2e+4e+6r),$$

$$(2e+4e+5r), (2e+4e+7r).$$

3. На первой сформированной схеме в прямоугольных декартовых осях XYZ показаны векторы $\overline{V_r}$, $\overline{a_e^n}$, $\overline{a_r^n}$, $\overline{a_e^\tau}$, $\overline{a_r^\tau}$, на второй – четвертой схемах – $\overline{\omega_e}$, $\overline{\varepsilon_e}$, $\overline{V_r}$, $\overline{a_e^n}$, $\overline{a_r^n}$, $\overline{a_e^\tau}$, $\overline{a_k}$ (рис. 5).

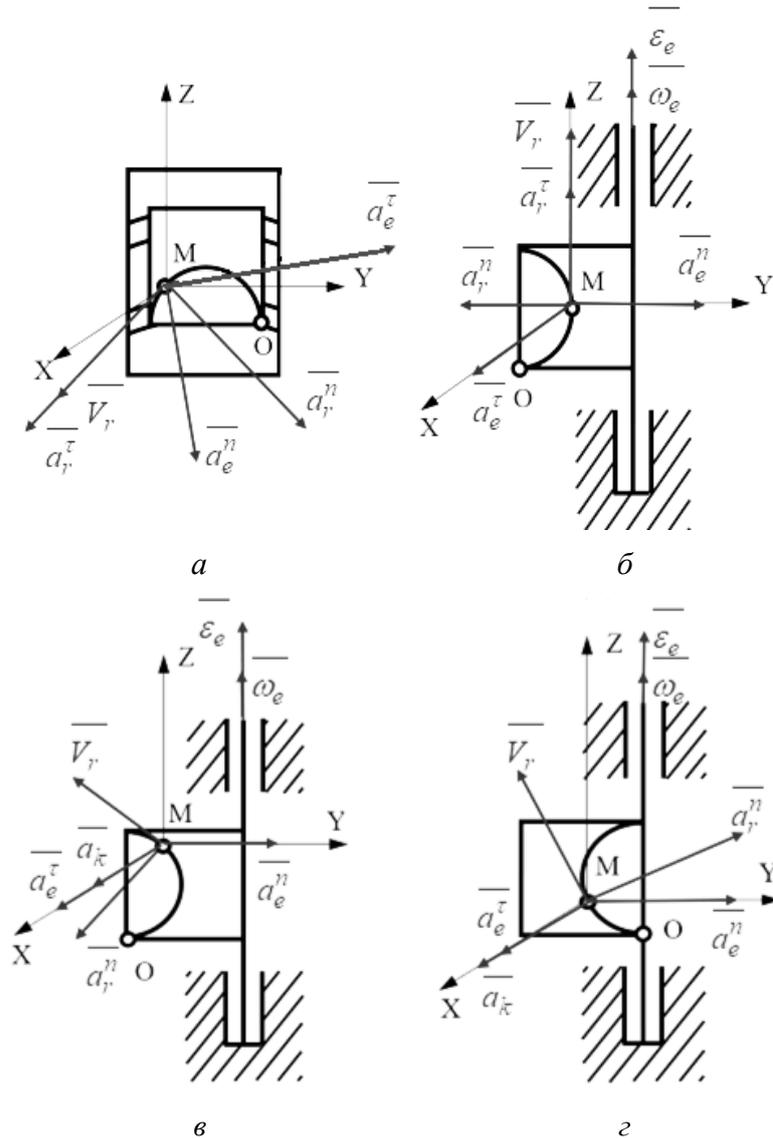


Рис. 5. Варианты схем синтеза КСДТ, построенных по критериям

$$\overline{a} = \overline{a_r^\tau} + \overline{a_r^n} + \overline{a_e^\tau} + \overline{a_e^n}, \overline{a} = \overline{a_r^n} + \overline{a_e^\tau} + \overline{a_e^n} + \overline{a_k}$$

Результат синтеза. Из простых элементов переносного и относительного движений точки M сформировано по две схемы КСДТ, отображающие критерии четвертой группы $\overline{a} = \overline{a_r^\tau} + \overline{a_r^n} + \overline{a_e^\tau} + \overline{a_e^n}$, $\overline{a} = \overline{a_r^n} + \overline{a_e^\tau} + \overline{a_e^n} + \overline{a_k}$.

Пример № 5. Описание алгоритма формирования методами синтеза схем сложного движения точки M из простых элементов конструкций переносного и относительного движений в соответствии с одним критерием пятой группы – числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \bar{a} . Показать на сформированных схемах все векторы кинематических характеристик сложного движения точки, отображающих эти критерии:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

1. Сформируем четыре отличные друг от друга схемы переносного движения для одного критерия:

$$(2e + 6e),$$

$$(2e + 6e).$$

2. Затем к сформированным четырем схемам переносного движения добавляются простые элементы относительного движения

$$(2e + 5e + 7r),$$

$$(2e + 4e + 5r).$$

3. На сформированных схемах в прямоугольных декартовых осях XYZ показаны векторы $\bar{\omega}_e$, $\bar{\varepsilon}_e$, \bar{V}_r , \bar{a}_e^n , \bar{a}_r^n , \bar{a}_e^τ , \bar{a}_r^τ , \bar{a}_k (рис. 6).

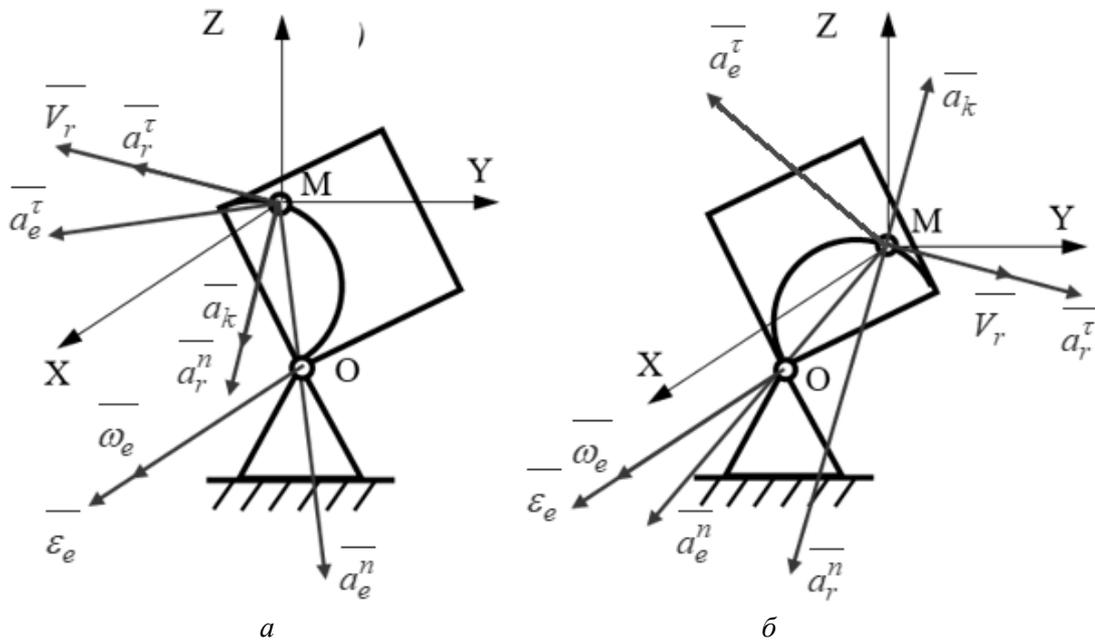


Рис. 6. Варианты схем синтеза КСДТ, построенных по критерию $\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k$

Результат синтеза. Из простых элементов переносного и относительного движений точки M сформированы четыре схемы КСДТ, отображающие критерий пятой группы $\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k$.

Выводы.

I. Чтобы сократить разрыв между современными методами проектирования машин и их узлов в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА – и знаниями, получаемыми студентами в вузах, необходимо уже сейчас на лекциях и на практических занятиях реализовывать пять задач кинематики, причем первые две задачи кинематики являются классическими задачами анализа, которые уже давно подробно описаны во всех учебниках по теоретической механике, а задачи 3–4 этого списка являются новыми и были впервые рассмотрены в [9]:

1. Задача – по заданному относительному движению точки и движению подвижной системы определить сложное движение.
2. Задача – заданное сложное движение разложить на составляющие движения.
3. Задача о многокритериальной идентификации КСДТ.
4. Задача о многокритериальном выборе КСДТ.
5. Синтез КСДТ.

II. Необходимо в ближайшее время разработать учебники теоретической механике, которые будут содержать подробное описание всех пяти актуальных задач анализа, идентификации, выбора и многокритериального синтеза.

III. Описан алгоритм формирования методами многокритериального синтеза 14 схем сложного движения точки M , состоящих из простых элементов конструкций переносного и относительного движений (рис. 1) в соответствии с критериями – числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки \bar{a} , взятыми из пяти групп критериев.

IV. В отличие от решений задач анализа КСДТ, где, как правило, существует единственное решение, в задачах синтеза КСДТ – множество решений. Поэтому при решении одной задачи синтеза КСДТ можно создавать множество задач анализа КСДТ, например, сформированные с помощью простых элементов отличные друг от друга схемы КСДТ можно увеличить за счет введения новых простых элементов, что позволяет студентам самим формировать задачи и задачки по теоретической механике.

V. Методы многокритериального синтеза кинематики сложного движения точки реализованы на примерах решения различных по сложности задач. Студенты, решая эти задачи, приобретают новые знания и навыки многокритериального мышления, идентификации, выбора и синтеза КСДТ. Эти новые знания и навыки помогут им в дальнейшей учебе и в будущей трудовой деятельности при: создании линейки новых моделей машин на стадии их проектирования; модернизации существующих машин; проектировании и создании новых технологических процессов и перспективных моделей техники.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гурвич, Ю. А. Оптимизация параметров управляемой оси автобусов и автомобилей «МАЗ» / Ю. А. Гурвич // Теоретическая и прикладная механика. – 2010. – № 25. – С. 189–203.
2. Гурвич, Ю. А. Обоснование методики и программного продукта многокритериальной оптимизации параметров различных конструкций рулевых трапеций семейства грузовых автомобилей / Ю. А. Гурвич // Машиностроение: респ. межведомств. сб. науч. тр. – Минск : БНТУ, 2018. – Вып. 31. – С. 153–167.
3. Гурвич, Ю. А. Многокритериальное проектирование управляемых неразрезных осей грузовых автомобилей / Ю. А. Гурвич // Сборник научных статей военной академии Республики Беларусь. – 2018. – № 35. – С. 72–80.
4. Гурвич, Ю. А. Экспериментально-аналитический метод параметрической идентификации процесса качения колеса с шиной / Ю. А. Гурвич // Авиационный вестник. – 2021. – № 5. – С. 29–44.
5. Гурвич, Ю. А. Новые прикладные критерии колебательной и апериодической устойчивости движения колес транспортных средств. Актуальные проблемы динамики и прочности в теоретической и прикладной механике / Ю. А. Гурвич. – Минск : УП «Технопринт», 2001. – 551 с.

6. Гурвич, Ю. А. Прикладные критерии устойчивости движения управляемых колес транспортных средств / Ю. А. Гурвич, Ю. Д. Сырокваш // Автомобильная промышленность. – 2005. – № 9. – С. 23–27.
7. Гурвич, Ю. А. Семейство новых прикладных критериев колебательной устойчивости-неустойчивости движения / Ю. А. Гурвич // Теоретическая и прикладная механика. – 2010. – № 25. – С. 306–308.
8. Гурвич, Ю. А. Выбор критерия оптимизации параметров транспортных средств с помощью метода сеток / Ю. А. Гурвич // Машиностроение: респ. межведомств. сб. науч. тр. – Минск : БНТУ, 2018. – Вып. 31. – С. 137–147.
9. Гурвич, Ю. А. Идентификация и многокритериальный выбор в кинематике сложного движения точки / Ю. А. Гурвич, А. Ю. Демко, О. С. Порожнюк // Машиностроение: респ. межведомств. сб. науч. тр. – Минск : БНТУ, 2023. – Вып. 34. – С. 89–98.
10. Аппель, П. Теоретическая механика. Т. I, II / П. Аппель. – М.: Физматгиз, 1960. – Т. I – 515 с., Т. II – 487 с.
11. Лурье, А. И. Аналитическая механика / А. И. Лурье. – М.: Физматгиз, 1961. – 824 с.
12. Космодемьянский, А. А. Курс теоретической механики. Ч. I / А. А. Космодемьянский. – М.: Просвещение, 1965. – 538 с.
13. Космодемьянский, А. А. Курс теоретической механики. Ч. II / А. А. Космодемьянский. – М.: Просвещение, 1966. – 599 с.
14. Бутенин, Н. В. Курс теоретической механики. Т. I. Статика и кинематика / Н. В. Бутенин, Я. Л. Лунц, Д. Р. Меркин. – М.: Наука, 1970. – 240 с.
15. Бутенин, Н. В. Курс теоретической механики. Т. II. Динамика / Н. В. Бутенин, Я. Л. Лунц, Д. Р. Меркин. – М.: Наука, 1971. – 464 с.
16. Кильчевский, Н. А. Курс теоретической механики. Ч. I, II / Н. А. Кильчевский. – М.: Наука, 1977. Ч. I – 479 с., Ч. II – 543 с.

Поступила 10.03.2023

УДК 629.113.073

Гурвич Ю. А., Демко А. Ю.

СИНТЕЗ В ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ МЕХАНИКЕ. РАЗДЕЛ «СТАТИКА»

Белорусская государственная академия авиации, Минск, Беларусь

Описан алгоритм формирования методами многокритериального синтеза схем статики составных конструкций, состоящими из простых элементов для одноэлементных и конструктивных единиц для многоэлементных схем в соответствии с критериями СТ и работоспособностью конструкций.

Применение в учебном процессе методов многокритериального синтеза статики составных конструкций точки способствует: формированию у студентов навыков многокритериального мышления; сокращению разрыва между современными методами проектирования машин в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА и знаниями обучающихся по теоретической механике.

Методы многокритериальной идентификации и выбора, используемые в: расчетно-методических многокритериальных аппаратах – РММА; курсе «Теоретическая механика»; разделе – статика составных конструкций – ССК описаны в работах [1–6].

Чтобы сократить разрыв между современными методами проектирования машин и их узлов в виде РММА и знаниями, получаемыми студентами в вузах, необходимо уже сейчас на лекциях и на практических занятиях реализовывать совокупность шести задач статики [6]:

1. Задача о приведении системы сил.
2. Задача о равновесии системы сил.

3. Задача о рациональном решении статики составных конструкций.
4. Задача о многокритериальной идентификации статики составных конструкций.
5. Задача о многокритериальном выборе статики составных конструкций.
6. Синтез статики простых и составных конструкций различной сложности.

Первые две задачи статики являются классическими задачами анализа, которые уже давно подробно описаны во всех учебниках по теоретической механике. Задачи 3–5 этого списка являются новыми и были впервые рассмотрены в статье [6].

В огромном количестве литературы по теоретической механике, в том числе в [7], отсутствует описание использования методов многокритериального синтеза статически определимых составных конструкций, несмотря на то, что вся гражданская и военная техника уже очень давно собирается методами, подобными синтезу – из простых элементов формируются сложные конструкции, например, автомобили, самолеты, океанские лайнеры, строительные конструкции.

Данная статья посвящена описанию 6 пункта – синтезу статики многоэлементных составных конструкций. Это позволит устранить пробел, существующий в литературе по теоретической механике по вопросам синтеза составных конструкций.

В этой связи была поставлена цель: разработать и применить методы многокритериального синтеза в решениях различных по сложности задач в одно – и многоэлементных статически определимых составных конструкциях.

1. Постановка и алгоритм решения задач многокритериального синтеза одно- и многоэлементных статически определимых составных конструкций.

В статье используются схемы, к которым приложена плоская произвольная система сил. На это указывают расположенные под углом, действующие на балки силы.

1. Алгоритм формирования методами многокритериального синтеза схем одно – и многоэлементных статически определимых составных конструкций осуществляется простыми элементами конструкций в соответствии с двумя критериями: решающим критерием СТ – степень статической определимости-неопределимости составных конструкций и их работоспособностью [6].

2. Методы многокритериального синтеза различных схем составных конструкций будут применены к:

- одноэлементным схемам;
- двухэлементным схемам;
- трехэлементным схемам.

3. Многокритериальный синтез одноэлементных схем конструкций осуществляется с помощью простых элементов: трех видов опор – жесткая заделка, шарнирно-неподвижная опора, шарнирно-подвижная опора и присоединенного к ним горизонтального стержня.

4. Многокритериальный синтез схем двухэлементных конструкций осуществляется с помощью конструктивных единиц, которые являются комбинацией из: трех видов опор – жесткая заделка, шарнирно-неподвижная опора, шарнирно-подвижная опора, и присоединенного к ним горизонтального стержня с шарниром на конце. У каждой конструктивной единицы указано значение критерия СТ.

5. Многокритериальный синтез трехэлементных схем осуществляется с помощью конструктивных единиц, которые являются комбинацией из: трех видов опор – жесткая заделка, шарнирно-неподвижная опора, шарнирно-подвижная опора и присоединенного к ним горизонтального стержня с одним или двумя шарнирами на его концах. У каждой конструктивной единицы указано значение критерия СТ.

6. На сформированных схемах одно – и многоэлементных составных конструкций будут показаны все векторы составляющих реакций опор и шарниров для проведения проверки значений критериев СТ и работоспособность конструкции по методу, описанному в [6].

II. Многокритериальный синтез схем одно- и многоэлементных статически определимых составных конструкций.

Пример 1. Описание алгоритма формирования методами синтеза статически определимых одноэлементных схем из простых элементов конструкций (рис. 1). Показать на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров, проверить корректность сформированных схем с помощью критериев СТ и работоспособность конструкции.

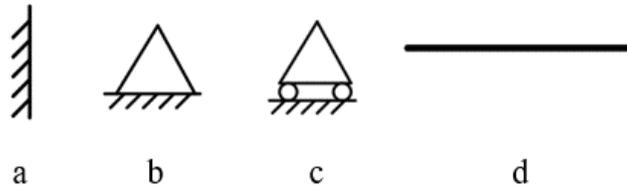


Рис. 1. Простые элементы одноэлементных схем

1. Определим структурные формулы будущих схем конструкций, используя обозначения простых элементов, показанных на рис. 1:

$$(c + d + b); (a + d), \quad (1)$$

где буквами обозначены простые элементы конструкций на рис. 1.

2. Сформируем отличные друг от друга статически определимые схемы конструкций с помощью простых элементов, показанных на рис. 1 по структурным формулам (1) и укажем на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров (рис. 2).

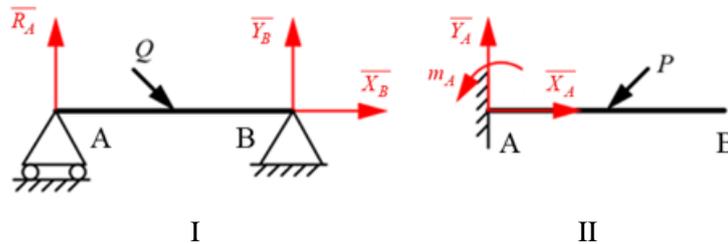


Рис. 2. Примеры одноэлементных схем

3. Проведем проверку корректности синтеза двух схем простыми элементами с помощью критериев СТ и работоспособность конструкции.

Схема – I.

Определим $H_i, Y_i, CT_i, i=1$:

$$1. H_1 = 3 (R_A, X_B, Y_B);$$

$$2. \sum_{i=1}^1 Y_i = Y_1 = 3 (\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_B = 0);$$

$$3. CT_1 = H_1 - Y_1 = 3 - 3 = 0.$$

Синтезированная одноэлементная конструкция I, изображенная на рис. 2 – статически определимая и работоспособная.

Схема – II.

Определим H_{II} , Y_i , CT_{II} , $i=1$:

$$1. H_{II} = 3 (X_A, Y_A, m_A);$$

$$2. \sum_{i=1}^1 Y_i = Y_1 = 3 (\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_A = 0);$$

$$3. CT_{II} = H_{II} - Y_1 = 3 - 3 = 0.$$

Синтезированная одноэлементная конструкция II, изображенная на рис. 2, статически определимая и работоспособная.

Результат синтеза. Синтез двух одноэлементных конструкций с помощью простых элементов выполнен корректно, все конструкции – статически определимые и работоспособные.

Пример 2. Описание алгоритма формирования методами синтеза статически определимых двухэлементных схем из конструктивных единиц, которые являются комбинацией из: трех видов опор и присоединенного к ним горизонтального стержня с шарниром на конце (рис. 3). Показать на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров, проверить корректность сформированных схем с помощью критериев CT и работоспособность конструкции.

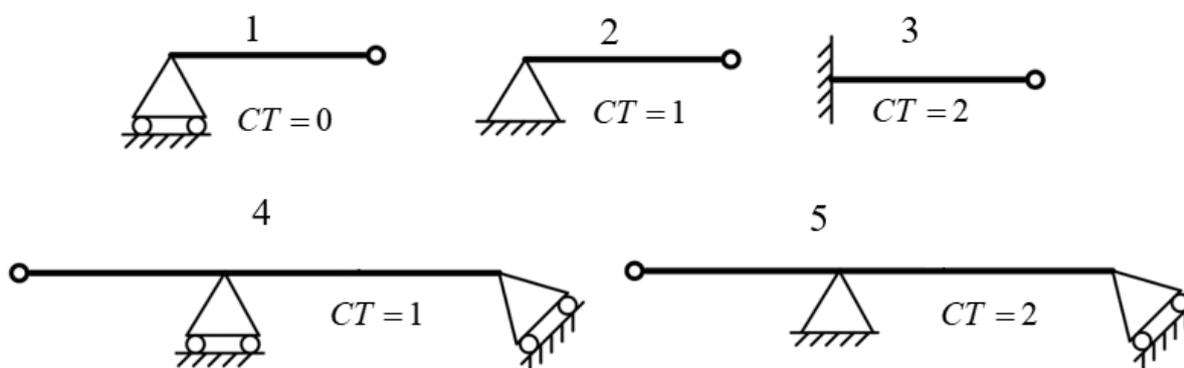


Рис. 3. Конструктивные единицы для синтеза двухэлементных схем

1. Определим структурные формулы будущих схем конструкций, используя обозначения конструктивных единиц, показанных на рис. 3:

$$(3 + 1); (2 + 4), \quad (2)$$

где цифрами обозначены конструктивные единицы на рис. 3.

2. Сформируем отличные друг от друга статически определимые схемы конструкций с помощью конструктивных единиц, показанных на рис. 3 по структурным формулам (2), а также укажем на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров (рис. 4).

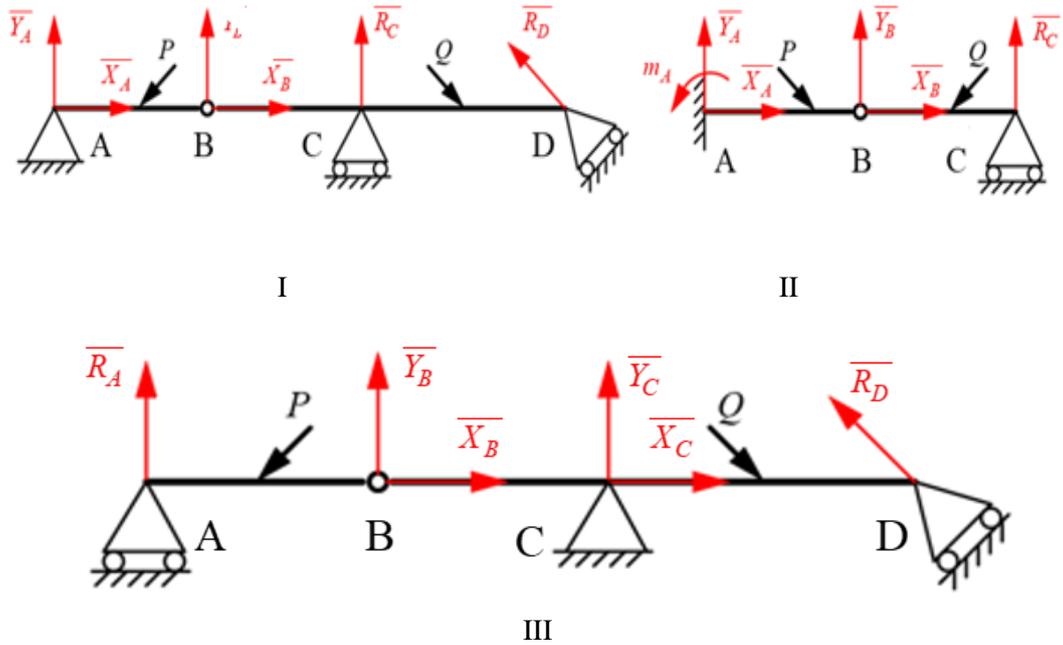


Рис. 4. Двухэлементные схемы

3. Проведем проверку корректности синтеза двух схем простыми элементами с помощью критериев CT и работоспособность конструкции.

Схема – I.

Определим $H_I, Y_i, CT_I, i = 2$:

1. $H_I = 6 (X_A, Y_A, X_B, Y_B, R_C, R_D)$;

2. $\sum_{i=1}^2 Y_i = Y_1 + Y_2 = 3 + 3 = 6$;

3. $CT_I = H_I - (Y_1 + Y_2) = 6 - (3 + 3) = 0$.

Синтезированная двухэлементная конструкция на схеме I, изображенная на рис. 4 – статически определимая и работоспособная.

Схема – II.

Определим $H_{II}, Y_i, CT_{II}, i = 2$:

1. $H_{II} = 6 (X_A, Y_A, m_A, X_B, Y_B, R_C)$;

2. $\sum_{i=1}^2 Y_i = Y_1 + Y_2 = 3 + 3 = 6$;

3. $CT_{II} = H_{II} - (Y_1 + Y_2) = 6 - (3 + 3) = 0$.

Синтезированная двухэлементная конструкция на схеме II, изображенная на рис. 4 – статически определимая и работоспособная.

Схема – III.

Определим $H_{III}, Y_i, CT_{III}, i = 2$:

$$1. H_{III} = 6 (R_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C, R_D);$$

$$2. \sum_{i=1}^2 Y_i = Y_1 + Y_2 = 3 + 3 = 6;$$

$$3. CT_{III} = H_{III} - (Y_1 + Y_2) = 6 - (3 + 3) = 0.$$

Синтезированная двухэлементная конструкция на схеме III, изображенная на рис. 4 – статически определимая и работоспособная.

Результат синтеза. Синтез трех двухэлементных конструкций с помощью конструктивных единиц выполнен корректно, все конструкции – статически определимые и работоспособные.

Пример 3. Описание алгоритма формирования методами синтеза статически определимых трехэлементных схем из конструктивных единиц (рис. 5). Показать на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров с целью проверки корректности формирования схем с помощью критериев CT и работоспособность конструкции.

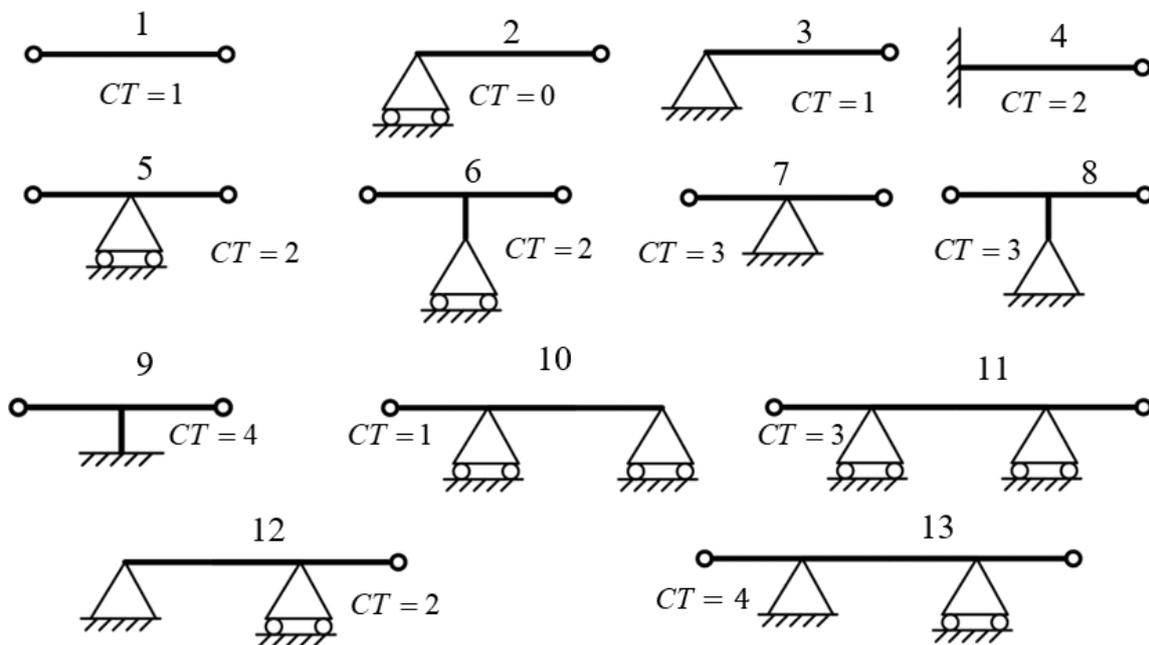


Рис. 5. Конструктивные единицы для синтеза трехэлементных схем

Сформируем статически определимые трехэлементные схемы конструкций типа «Мост» и «Ферма». Для этого:

1. Определим структурные формулы будущих схем конструкций, используя обозначения конструктивных единиц, показанных на рис. 5.

$$\text{«Мост»} - (2 + 13 + 2); \text{ «Ферма»} - (2 + 9 + 2), \quad (3)$$

где цифрами обозначены конструктивные единицы на рис. 5.

2. Сформируем отличные друг от друга статически определимые схемы конструкций с помощью конструктивных единиц, показанных на рис. 5 по структурным формулам (3), а также укажем на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров (рис. 6).

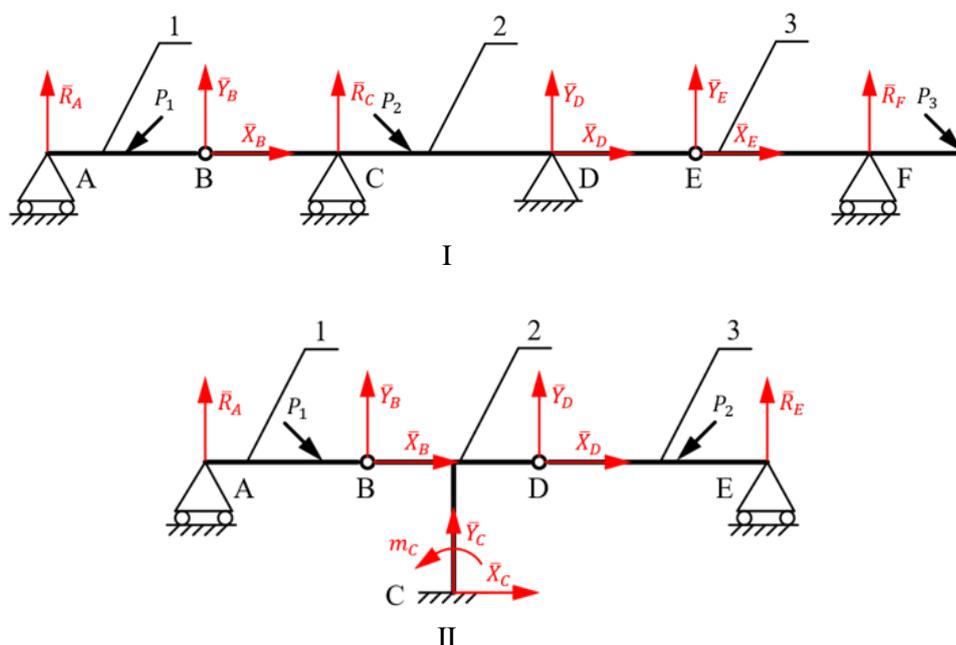


Рис. 6. Трехэлементные схемы: I – «Мост»; II – «Ферма»

3. Проведение проверки корректности синтеза двух схем простыми элементами с помощью критериев CT и работоспособность конструкции.

Схема I – «Мост».

Определим $H_1, Y_i, CT_1, i = 3$:

$$1. H_1 = 9 - (R_A, X_B, Y_B, R_C, X_D, Y_D, X_E, Y_E, R_F);$$

$$2. \sum_{i=1}^3 Y_i = Y_1 + Y_2 + Y_3 = 3 + 3 + 3 = 9;$$

$$3. CT_1 = H_1 - (Y_1 + Y_2 + Y_3) = 9 - (3 + 3 + 3) = 0.$$

Синтезированная трехэлементная конструкция на схеме I «Мост», изображенная на рис. 6 – статически определимая и работоспособная.

Схема II – «Ферма».

Определим $H_2, Y_i, CT_2, i = 3$:

$$1. H_{II} = 9 - (R_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C, m_C, X_D, Y_D, R_E);$$

$$2. \sum_{i=1}^3 Y_i = Y_1 + Y_2 + Y_3 = 3 + 3 + 3 = 9;$$

$$3. CT_{II} = H_{II} - (Y_1 + Y_2 + Y_3) = 9 - (3 + 3 + 3) = 0.$$

Синтезированная трехэлементная конструкция на схеме II «Ферма», изображенная на рис. 6 – статически определимая и работоспособная.

Результат синтеза. Синтез трехэлементных конструкций типа «Мост» и «Ферма» с помощью конструктивных единиц выполнен корректно, все конструкции – статически определимые и работоспособные.

Пример 4. Описание алгоритма формирования методами синтеза статически определимых трехэлементных схем из конструктивных единиц (рис. 5). Показать на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров с целью проверки корректности формирования схем с помощью критериев CT и работоспособность конструкции.

Сформируем статически определимые трехэлементные схемы конструкций типа «Мост» и «Ферма». Для этого:

1. Определим структурные формулы будущих схем конструкций, используя обозначения конструктивных единиц, показанных на рис. 5:

$$\text{«Мост»} - (10 + 5 + 3); \text{«Ферма»} - (3 + 6 + 3), \quad (4)$$

где цифрами обозначены конструктивные единицы на рис. 5.

2. Сформируем отличные друг от друга статически определимые схемы конструкций с помощью конструктивных единиц, показанных на рис. 5 по структурным формулам (4), а также укажем на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров (рис. 7).

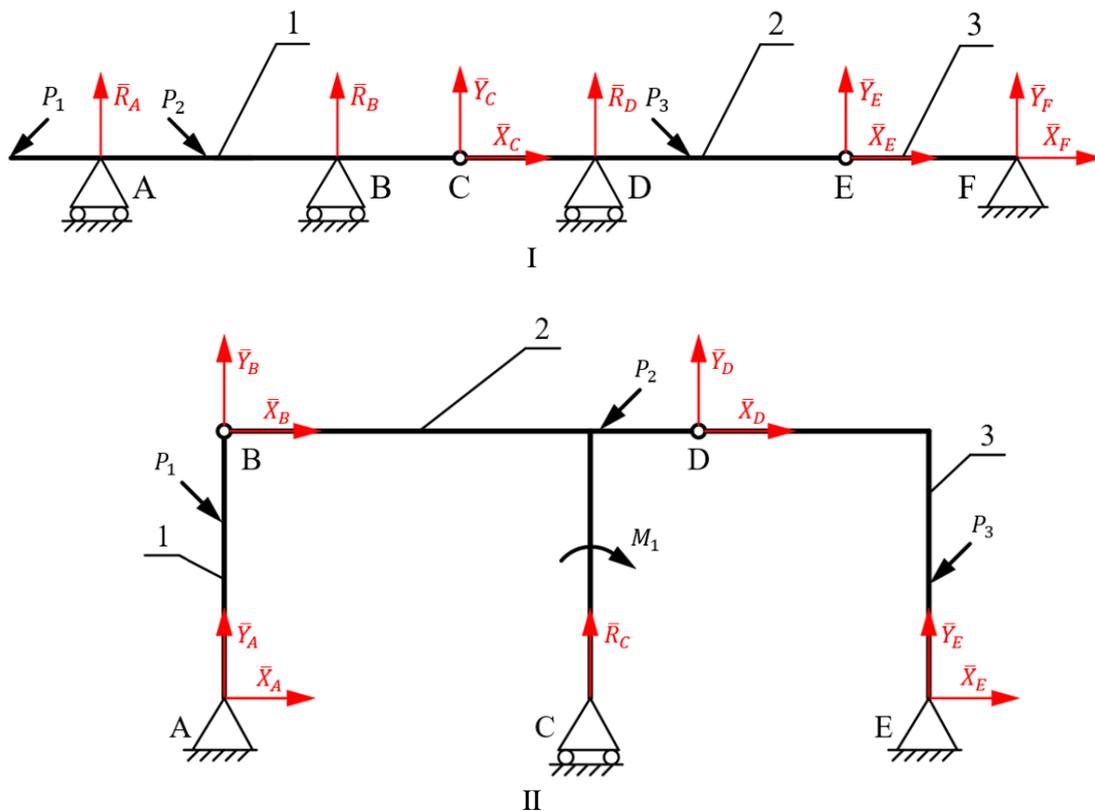


Рис. 7. Трехэлементные схемы:
I – «Мост»; II – «Ферма»

3. Проведение проверки корректности синтеза двух схем простыми элементами с помощью критериев CT и работоспособность конструкции.

Схема I – «Мост».

Определим $H_i, Y_i, CT_i, i = 3$:

$$1. H_1 = 9 - (R_A, R_B, X_C, Y_C, R_D, X_E, Y_E, X_F, Y_F);$$

$$2. \sum_{i=1}^3 Y_i = Y_1 + Y_2 + Y_3 = 3 + 3 + 3 = 9;$$

$$3. CT_I = H_I - (Y_1 + Y_2 + Y_3) = 9 - (3 + 3 + 3) = 0.$$

Синтезированная трехэлементная конструкция на схеме I «Мост», изображенная на рис. 7 – статически определимая и работоспособная.

Схема II – «Ферма».

Определим $H_{II}, Y_i, CT_{II}, i = 3$:

$$1. H_{II} = 9 - (X_A, Y_A, X_B, Y_B, R_C, X_D, Y_D, X_E, Y_E);$$

$$2. \sum_{i=1}^3 Y_i = Y_1 + Y_2 + Y_3 = 3 + 3 + 3 = 9;$$

$$3. CT_{II} = H_{II} - (Y_1 + Y_2 + Y_3) = 9 - (3 + 3 + 3) = 0.$$

Синтезированная трехэлементная конструкция на схеме II «Ферма», изображенная на рис. 7 – статически определимая и работоспособная.

Результат синтеза. Синтез трехэлементных конструкций типа «Мост» и «Ферма» с помощью конструктивных единиц выполнен корректно, все конструкции – статически определимые и работоспособные.

Пример 5. Описание алгоритма формирования методами синтеза статически определимых трехэлементных схем из конструктивных единиц (рис. 5). Показать на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров с целью проверки корректности формирования схем с помощью критериев и работоспособность конструкции.

Сформируем статически определимые трехэлементные схемы конструкций типа «Мост» и «Ферма». Для этого:

1. Определим структурные формулы будущих схем конструкций, используя обозначения конструктивных единиц, показанных на рис. 5:

$$\text{«Мост»} - (12 + 1 + 10); \text{ «Ферма»} - (4 + 1 + 3), \quad (5)$$

где цифрами обозначены конструктивные единицы на рис. 5.

2. Сформируем отличные друг от друга статически определимые схемы конструкций с помощью конструктивных единиц, показанных на рис. 5 по структурным формулам (5), а также укажем на сформированных схемах все векторы составляющих реакций опор и шарниров (рис. 8).

3. Проведение проверки корректности синтеза двух схем простыми элементами с помощью критериев СТ и работоспособность конструкции.

Схема I – «Мост».

Определим $H_I, Y_i, CT_I, i = 3$:

$$1. H_I = 9 - (X_A, Y_A, R_B, X_C, Y_C, X_D, Y_D, R_E, R_F);$$

$$2. \sum_{i=1}^3 Y_i = Y_1 + Y_2 + Y_3 = 3 + 3 + 3 = 9;$$

$$3. CT_I = H_I - (Y_1 + Y_2 + Y_3) = 9 - (3 + 3 + 3) = 0.$$

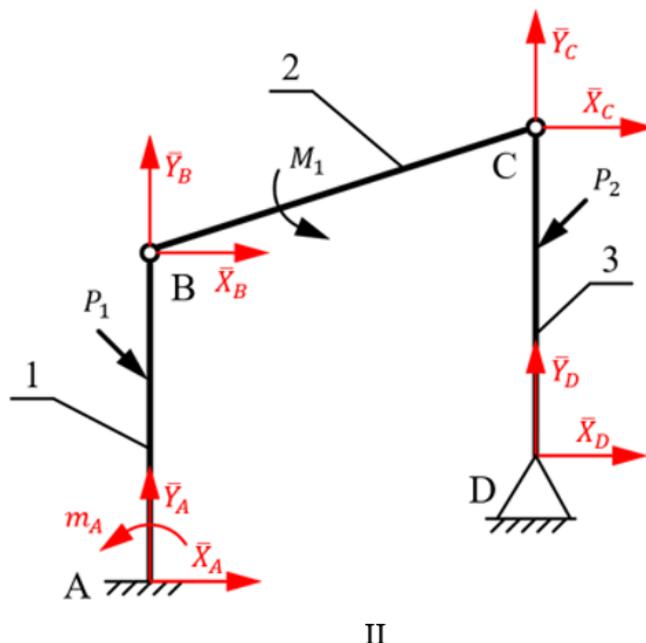
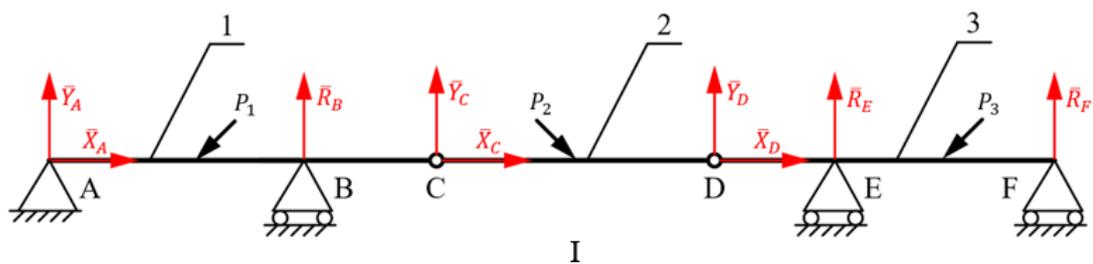


Рис. 8. Трехэлементные схемы:
I – «Мост»; II – «Ферма»

Синтезированная трехэлементная конструкция на схеме I «Мост», изображенная на рис. 8 – статически определимая и работоспособная.

Схема 2 – «Ферма».

Определим $H_{II}, Y_i, CT_{II}, i = 3$:

$$1. H_{II} = 9 - (X_A, Y_A, m_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C, X_D, Y_D);$$

$$2. \sum_{i=1}^3 Y_i = Y_1 + Y_2 + Y_3 = 3 + 3 + 3 = 9;$$

$$3. CT_{II} = H_{II} - (Y_1 + Y_2 + Y_3) = 9 - (3 + 3 + 3) = 0.$$

Синтезированная трехэлементная конструкция на схеме II «Ферма», изображенная на рис. 8 – статически определимая и работоспособная.

Результат синтеза. Синтез трехэлементных конструкций типа «Мост» и «Ферма» с помощью конструктивных единиц выполнен корректно, все конструкции – статически определимые и работоспособные.

В отличие от решений задач анализа статики, где, как правило, существует единственное решение, в задачах синтеза статики – множество решений. Поэтому при решении одной задачи синтеза можно сформировать множество задач анализа, например, сформированные с помощью простых элементов отличные друг от друга статически

определимые схемы конструкций I, II, III (рис. 2, 4, 6–8) можно еще и удвоить. Для этого достаточно эти схемы повернуть вокруг точки «А» на 180° по часовой стрелке вокруг оси Z правой тройки ортогональной декартовой системы осей XYZ. Новые схемы будут отличаться от схем, показанных на (рис. 2, 4, 6–8), расположением опор.

На первый взгляд может показаться, что схемы конструкций, отличающиеся расположением опор, – абсолютно одинаковые (но это не так!). Приведем пример о размыве берегов рек за счет сил инерции Кориолиса. В России 10 рек текут с юга на север, крупнейшие из них – Енисей, Обь, Лена. У них левый берег выше правого. А у рек, текущих на юг, – Волга, Дон, Урал, Нева, наоборот, правый берег выше левого. Конструкторская документация для спроектированного моста, например, через реку Лена абсолютно не подойдет для моста через реку Волга даже при одинаковой длине мостов, придется делать новую документацию, поскольку эти два проекта будут отличаться расположением опор.

Выводы.

I. Чтобы сократить разрыв между современными методами проектирования машин и их узлов в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА – и знаниями, получаемыми студентами в вузах, необходимо уже сейчас на лекциях и на практических занятиях реализовывать шесть задач статики, причем первые две задачи статики являются классическими задачами анализа, которые уже давно подробно описаны во всех учебниках по теоретической механике, а задачи 3–5 этого списка являются новыми и были впервые рассмотрены в статье [6]:

1. Задача о приведении системы сил.
2. Задача о равновесии системы сил.
3. Задача о рациональном решении статики составных конструкций.
4. Задача о многокритериальной идентификации статики составных конструкций.
5. Задача о многокритериальном выборе статики составных конструкций.
6. Синтез статики составных конструкций различной сложности.

II. Методы многокритериального синтеза различных схем составных конструкций применены к:

– одноэлементным схемам, состоящих из простых элементов: трех видов опор и присоединенного к ним горизонтального стержня;

– двухэлементным схемам, состоящих из конструктивных единиц, которые являются комбинацией из: трех видов опор и присоединенного к ним горизонтального стержня с шарниром на конце. У каждой конструктивной единицы указано значение критерия *СТ*;

– трехэлементным схемам, состоящих из конструктивных единиц, которые являются комбинацией из: трех видов опор и присоединенного к ним горизонтального стержня с одним или двумя шарнирами на его концах. У каждой конструктивной единицы указано значение критерия *СТ*.

III. В отличие от решений задач анализа статики, где, как правило, существует единственное решение, в задачах синтеза статики – множество решений. Поэтому при решении одной задачи синтеза можно сформировать множество задач анализа, например, сформированные с помощью простых элементов отличные друг от друга статически определимые схемы конструкций I и II (рис. 2) можно удвоить. Для этого достаточно схемы I и II повернуть вокруг точки «А» на 180° по часовой стрелке вокруг оси Z правой тройки ортогональной декартовой системы осей XYZ. Новые схемы будут отличаться от схем I и II расположением опор.

Аналогично можно удвоить число:

– трех синтезированных двухэлементных статически определимых схем составных конструкций, показанных на рис. 4 (можно ввести специальные коды – «СТ-11», «СТ-20», «СТ-02», где первая и вторая цифры означают степень статической определимости-неопределимости первой и второй части конструкции);

– трех синтезированных трехэлементных статически определимых схем составных конструкций «Мост» и «Ферма», показанных на рис. 6–8 со специальными кодами «СТ-040», «СТ-121», «СТ-211».

В процессе написания данной работы было синтезировано восемь трехэлементных статически определимых схем составных конструкций «Мост» и «Ферма» со специальными кодами: «СТ-022», «СТ-031», «СТ-040», «СТ-112», «СТ-121», «СТ-130», «СТ-211», «СТ-220».

IV. Необходимо в ближайшее время разработать учебники по теоретической механике, которые будут содержать подробное описание всех шести актуальных задач анализа, рационального решения, идентификации, выбора и многокритериального синтеза.

V. Методы многокритериального синтеза статики составных конструкций реализованы на примерах решения различных по сложности задач. Студенты, решая эти задачи, приобретают новые знания и навыки многокритериального мышления, идентификации, выбора и синтеза статики. Эти новые знания и навыки помогут им в дальнейшей учебе и в будущей трудовой деятельности при: создании линейки новых моделей машин на стадии их проектирования; модернизации существующих машин; проектировании и создании новых технологических процессов и перспективных моделей техники.

ЛИТЕРАТУРА

1. ГНТП «Машиностроение» подпрограмма «Белавтотракторостроение»: отчет о НИР за 2001–2005 годы (закл. 2 части) / Белор. национ. технич. ун-т: рук. Ю. А. Гурвич. – Минск, 2005. – Ч. 1 – 118 с., ч. 2 – 122 с. – № ГР 20012549, 20012550 от 07.07.2001 БелІСА.

2. ГНТП «Машиностроение» подпрограмма «Карьерная техника»: отчет о НИР за 2006–2007 годы (закл.) / Белор. национ. технич. ун-т: рук. Ю. А. Гурвич. – Минск, 2007. – 65 с. – № ГР 20066238 от 15.12.2006 БелІСА.

3. Развитие теории и разработка механико-математического описания динамики управляемых осей автотранспортных средств в эксплуатационных режимах на основе критериев управляемости и устойчивости: отчет о НИР за 2006–2010 годы по ГКПНИ «Механика», «Шифр: Механика – 2.44» (закл.) / Белор. национ. технич. ун-т: рук. Ю. А. Гурвич. – Минск, 2010. – 152 с. – № ГР 20064252 от 16.11.06 БелІСА.

4. ГНТП «Машиностроение» подпрограмма «Тракторостроение»: отчет о НИР за 2008–2010 годы (закл.) / Белор. национ. технич. ун-т: рук. Ю. А. Гурвич. – Минск, 2010. – 74 с. – № ГР 20083539 БелІСА.

5. Развитие теории и разработка механико-математического описания динамики многоосных и шарнирно-сочлененных автотранспортных средств в эксплуатационных режимах на основе критериев управляемости, устойчивости, безопасности движения, плавности хода и износа шин: отчет о НИР за 2011–2015 годы по ГПНИ «Механика, техническая диагностика, металлургия», «Шифр: Механика, техническая диагностика, металлургия 1.06» (закл.) / Белор. национ. технич. ун-т: рук. Ю. А. Гурвич. – Минск, 2015. – 140 с. – № ГР 20122239 БелІСА.

6. Гурвич, Ю. А. Рациональное решение, идентификация и многокритериальный выбор в курсе «Теоретическая механика» раздел «Статика» / Ю. А. Гурвич, А. Ю. Демко, О. С. Порожнюк // Машиностроение: респ. межведомств. сб. науч. тр. – Минск : БНТУ, 2023. – Вып. 34. – С. 77–88.

7. Бутенин Н. В. Курс теоретической механики. Том I. Статика и кинематика / Н. В. Бутенин, Я. Л. Лунц, Д. Р. Меркин. – М.: Наука, 1970. – 240 с.

Поступила 10.03.2023

**УЧЕТ ЖЕСТКОСТИ РАМЫ В МНОГОКОМПОНЕНТНОЙ МОДЕЛИ
ПРИ РАСЧЕТЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАГРУЖЕННОСТИ
ТРАНСПОРТНОГО СРЕДСТВА**

1. Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск, Беларусь
2. ОАО «БЕЛАЗ» – управляющая компания холдинга «БЕЛАЗ-ХОЛДИНГ», Жодино, Беларусь

Работа посвящена оценке влияния учета жесткости модели в MSCADAMS при выполнении расчета показателей нагруженности и усталостной долговечности на основании динамической нагрузки. Объектом исследования является рама карьерного самосвала. С этой целью проводится моделирование движения самосвала при одинаковых условиях за исключением способа описания рамы в численной динамической модели самосвала. В первом случае принимается абсолютно жесткое поведение рамы, во втором – выполняется учет ее жесткости путем применения модального способа описания упругого поведения конструкции по методу Крейга-Бэмптона. По результатам исследования получено качественное соответствие оценок долговечности для рассматриваемых способов описания рамы самосвала. Продемонстрирована работоспособность предлагаемого расчетного подхода и возможность моделирования нагруженности несущей системы карьерного самосвала без учета жесткости рамы.

Введение. Одной из важнейших задач на стадии проектирования является прогнозирование долговечности изделий. Все производители карьерных самосвалов в документации по технической эксплуатации указывают срок эксплуатации и пробег до списания. В случае навесных деталей и оборудования, а также съемных элементов конструкции имеется возможность замены в процессе эксплуатации. Что касается крупных несущих конструкций, то возможность замены отсутствует. В процессе эксплуатации, с учетом тяжелых условий эксплуатации карьерных самосвалов и огромных пробегов, поломки неизбежны. Поэтому помимо указания срока эксплуатации необходимо определить зоны потенциального разрушения для повышенного контроля во время эксплуатации.

На сегодняшний день наиболее эффективным подходом для решения задач по прогнозированию долговечности изделий в комплексе является компьютерное моделирование. Компьютерное моделирование позволяет на стадии проектирования нового изделия провести ряд виртуальных испытаний в достаточной степени эквивалентных натурным, но при этом со значительно меньшими материальными и временными затратами. Также моделирование, в отличие от натурных испытаний, позволяет получить полную картину протекающих в конструкции процессов, что существенно повышает эффективность принимаемых конструктором решений по совершенствованию конструкции [1–2].

Основная сложность в выработке подходов и методик моделирования заключается в необходимости определения учитываемых и неучитываемых свойств исследуемой системы. Это требует проведения соответствующего комплекса экспериментальных или расчетных исследований по оценке степени влияния рассматриваемого свойства на оцениваемые с помощью разрабатываемой модели характеристики объекта исследования.

Принимая во внимание вышесказанное, проектирование самосвала включает в себя этап оценки долговечности на этапе разработки. Для оценки долговечности, необходимо получить нагрузки на несущие конструкции в результате динамических испытаний. Динамические испытания выполняются в программном комплексе MSCADAMS, на этой

стадии возникает вопрос о необходимости учета жесткости (податливости) рамы, что требует проведения соответствующих исследований, которые могут быть выполнены только расчетным путем. Анализ источников показал некоторый интерес у исследователей при решении подобных задач, например, сравнение учета жесткости при расчете прочностных характеристик робота [3] и манипулятора [4]. Однако, отсутствуют работы по сравнению объектов подобных нашему (рама карьерного самосвала). В связи с этим имеется целесообразность проведения подобных исследований.

Особенность данной работы заключается в исследовании достоверности жесткой модели при выполнении прочностных расчетов данного типа. Использование жесткой модели позволяет сократить время разработки компьютерных моделей, что значительно ускоряет выполнение компьютерных испытаний, особенно при проектировании новых моделей.

Достоверность данной компьютерной модели была подтверждена при сравнении результатов расчетов с поломками при эксплуатации.

Описание методики исследования. Два варианта моделей оценивались по критерию наличия зон с минимальной долговечностью в подконструкциях рамы и количественному соответствию долговечности в сварных соединениях в выявленных зонах с минимальной долговечностью (рис. 1). В основе оценки жесткости конструкции лежит метод Крейга-Бэмптона [5]. В основе метода лежит редуцирование КЭ-модели деформируемого тела путем аппроксимации малых упругих перемещений тела набором допустимых статических форм от единичных перемещений граничных узлов тела и собственных форм колебаний при закрепленных граничных узлах. Модели детально описывают основные масса-инерционные, кинематические, упругие и демпфирующие характеристики реального объекта [5].

Нагрузки на несущие конструкции карьерного самосвала формируются при движении по дорогам карьера в результате взаимодействия колес с неровностями дороги и вызванных этим взаимодействием динамических колебаний подрессоренных и непрессоренных масс. Величина возникающих при этом нагрузок зависит от параметров микро- и макропрофиля дороги, скорости движения транспортного средства, массы перевозимого груза, упругих и демпфирующих характеристик подвески и шин, компоновочных параметров и т. п.

В результате расчета были получены показатели обобщенной долговечности и долговечность сварных соединений по методу VOLVO. Проведен анализ полученных результатов.

Объектом исследования в данной работе является рама карьерного самосвала.

Исходная геометрическая модель. Исходные данные по геометрии объекта исследования представлены конструкторской трехмерной твердотельной геометрической моделью рамы самосвала (рис. 2). Исходная геометрическая модель передана в нейтральном формате, в нашем случае parasolid в CAD-пакет для последующей подготовки к расчету.

Подготовка геометрической расчетной модели. На данном этапе выполнено упрощение геометрии путем удаления элементов конструкций, которые не оказывают влияния на прочность и жесткость конструкции и, следовательно, на результаты виртуальных испытаний.

Полностью подготовленная расчетная геометрическая модель представлена на рис. 3.

Разработка конечно-элементной модели. Разработка КЭ модели выполнялась в ПО ANSYSWorkbench [1; 2]. В качестве модели, описывающей поведение материала для всех элементов конструкций, использована линейная изотропная модель с упругими свойствами конструкционной стали: модуль упругости $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа; коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$ и величиной плотности $\rho = 7850$ кг /м³, необходимой для учета нагрузок от собственного веса конструкций.

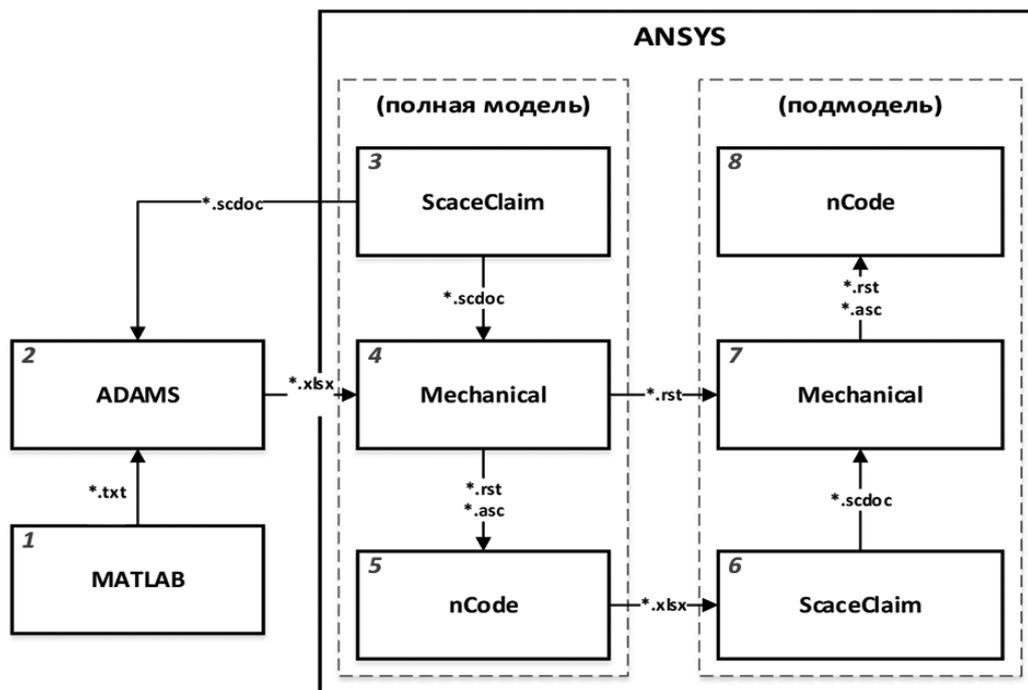


Рис. 1. Алгоритм проведения виртуальных испытаний

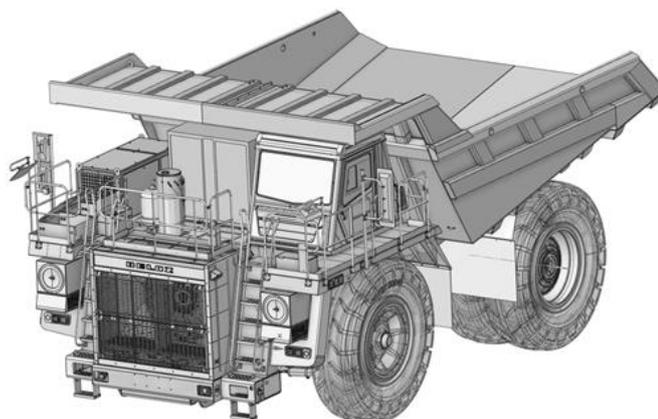


Рис. 2. Компьютерная конструкторская твердотельная геометрическая модель рамы карьерного самосвала

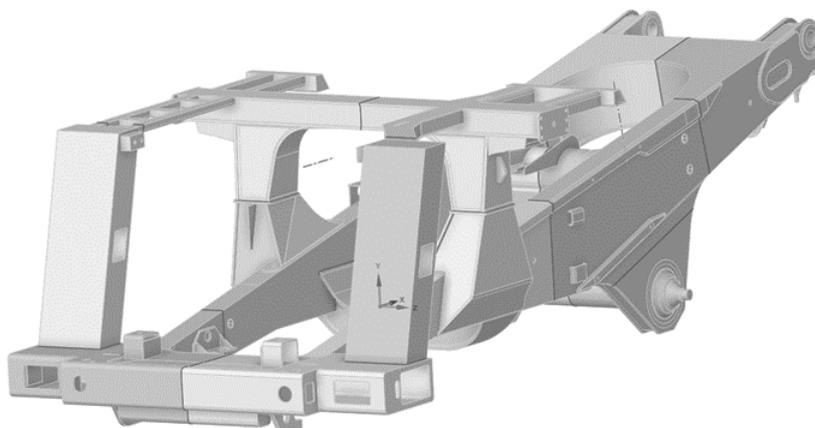


Рис. 3. Трехмерная геометрическая расчетная модель рамы карьерного самосвала

С учетом особенностей динамики колебаний карьерного самосвала и его систем на рассматриваемых нагрузочных режимах была выбрана частота следования ординат равная 10 Гц. Это значение позволяет с достаточной точностью описать амплитуды нагрузок, действующих на раму самосвала, а также обеспечить приемлемую трудоемкость и длительность вычислений. По результатам расчета показателей.

Полученная таким образом полная КЭ модель рамы состоит из 843 987 элементов, соединенных между собой в 1 511 680 узлах. Средний размер конечных элементов составляет 25 мм. В местах наличия конструктивных элементов малых геометрических размеров расчетная сетка сгущалась для корректной оценки концентрации напряжений и расчета градиентов напряжений – рис. 4.

Гибкая модель в MSCADAMS основана на конечно-элементной модели из ANSYS, жесткая модель получена блокировкой переданных в mnf-файле мод колебаний.

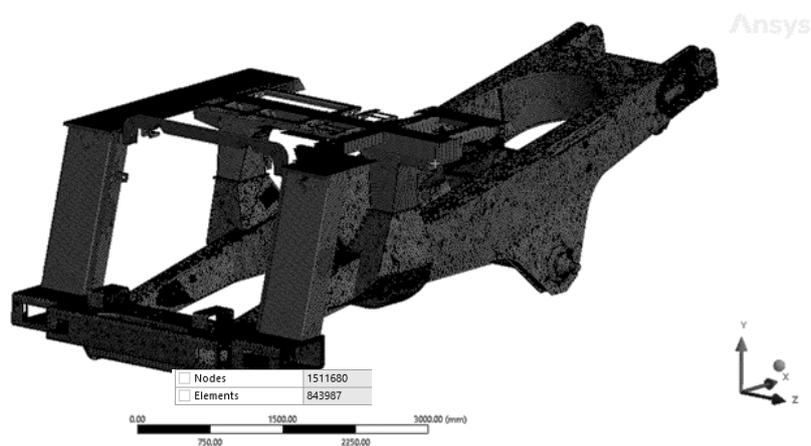


Рис. 4. Конечно-элементная модель рамы

Задание сценария нагружения и граничных условий. В качестве режимов нагружения рассмотрены расчетные случаи, которые ранее были выделены в процессе декомпозиции технологического пути карьерного самосвала [6]. Участки технологического пути представляют собой типовые участки маршрута движения самосвала. Основные участки представляют собой движение по прямой, в поворотах, спуски, подъемы, а также переходные режимы. История перемещений в точках согласования задавалась в качестве граничных условий в результате расчета в MSCADAMS.

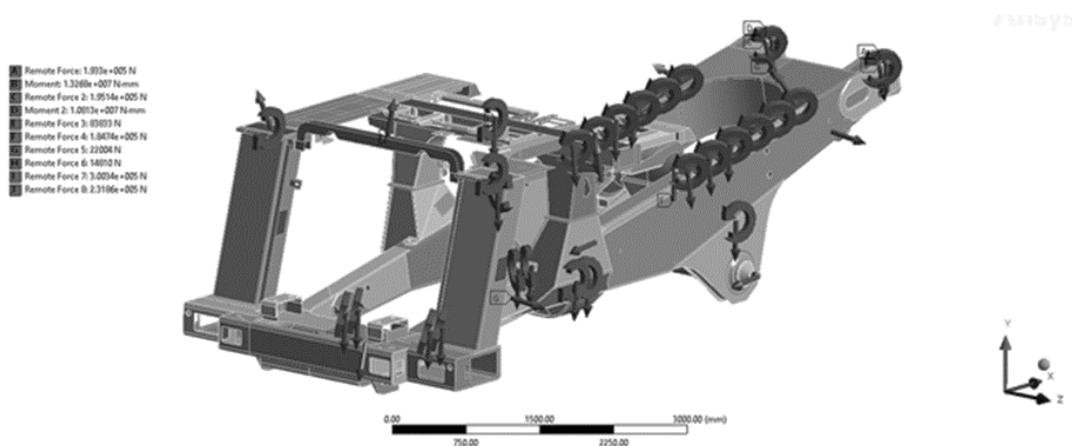


Рис. 5. Инерционные силы и моменты, приложенные к модели рамы самосвала

Анализ результатов моделирования. На данном этапе визуально по распределениям НДС и графикам напряжений выполнена валидация моделей и оценка зон локализации напряжений. Поскольку при движении карьерного самосвала по технологическому пути локализация зон напряжений может значительно меняться, то наиболее наглядным представлением зон с наибольшей повреждаемостью является представление в интегральном виде [6]. На рис. 6 изображено качественное сравнение жесткой и гибкой модели рам. На рис. видно высокое качественное совпадение распределения долговечности по моделям.

Определены сравниваемые зоны подмоделирования для количественного сравнения двух моделей, жесткой и гибкой рамы.

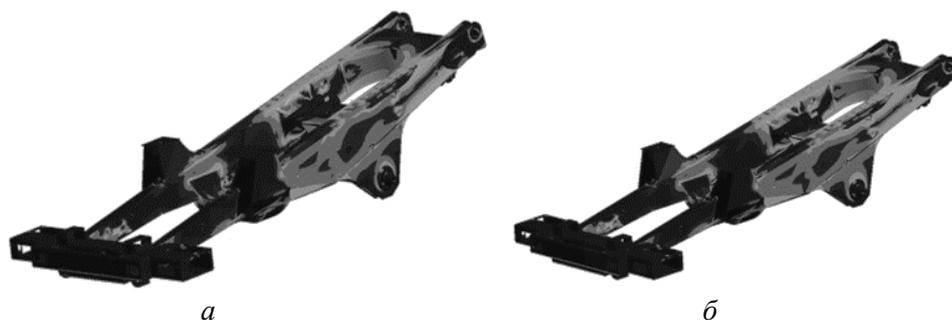


Рис. 6. Качественное сравнение накопленных повреждений в интегральном виде:
а – гибкая рама; б – жесткая рама

Подготовка выделенных зон. На данном этапе выполнена подготовка геометрических и конечно-элементных моделей для использования технологии подмоделирования с целью более детального исследования наиболее нагруженных элементов конструкций и описания сварных соединений (рис. 7). Подготовлены зоны, определенные по результатам расчета обобщенной долговечности. На рис. 8 изображены подготовленные геометрические модели исследуемых наиболее нагруженных фрагментов рамы, на основании которых разработаны соответствующие детализированные конечно-элементные модели (рис. 9).

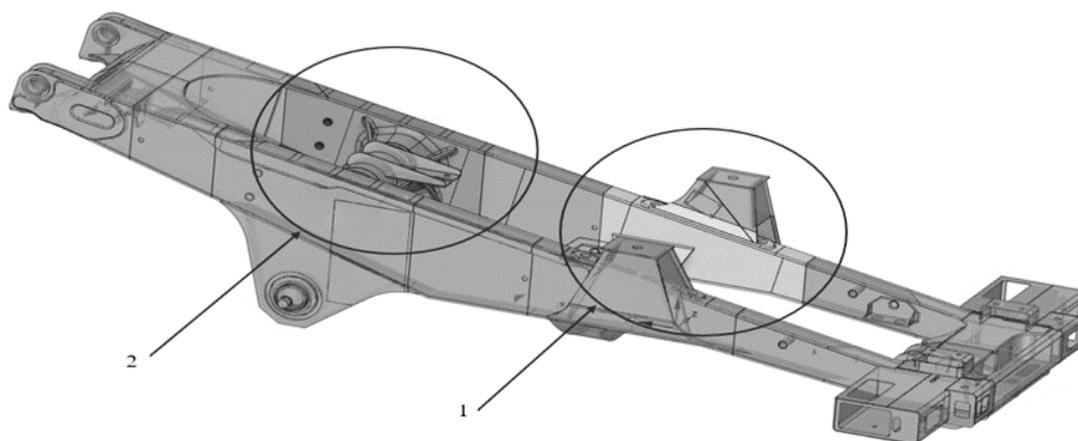


Рис. 7. Выделенные для детального анализа фрагменты конструкции рамы (подмодели):
подмодели зон 1 и 2

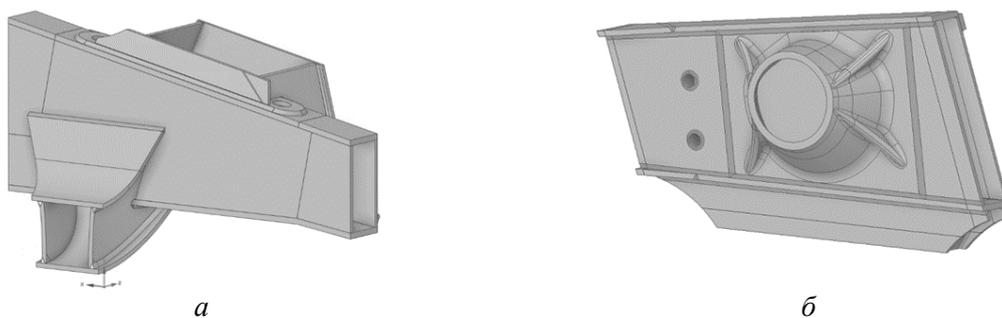


Рис. 8. Геометрия подмодели:
a – первая подмодель; *б* – вторая подмодель (другим цветом указаны смоделированные сварные швы согласно картам сварных соединений)

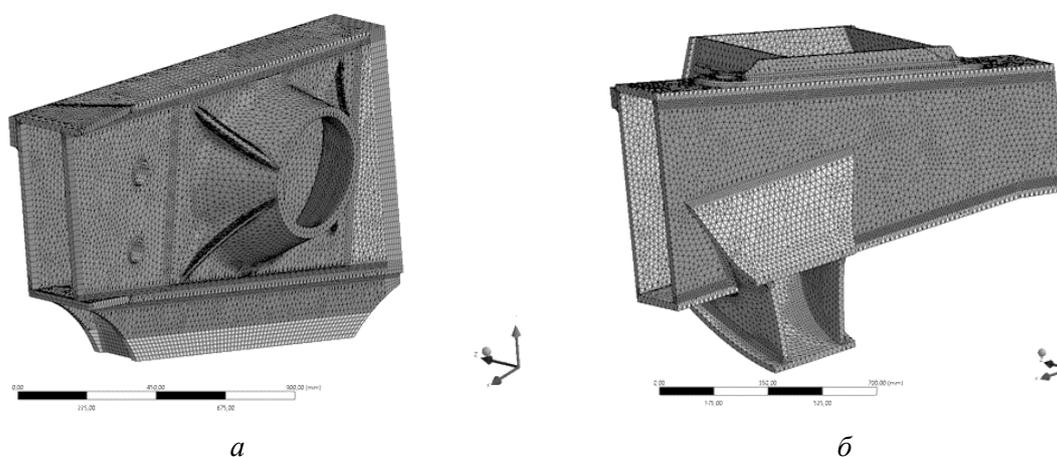


Рис. 9. Конечно-элементные подмодели исследуемых фрагментов конструкции рамы:
a – первая подмодель; *б* – вторая подмодель

На рис. 10 изображены конечно-элементные модели исследуемых подмоделей рамы. Конечно-элементная модель первой подмодели содержит 591 382 узла и 383 997 элементов второго порядка, вторая подмодель содержит 306 890 узлов и 161 270 элементов второго порядка.

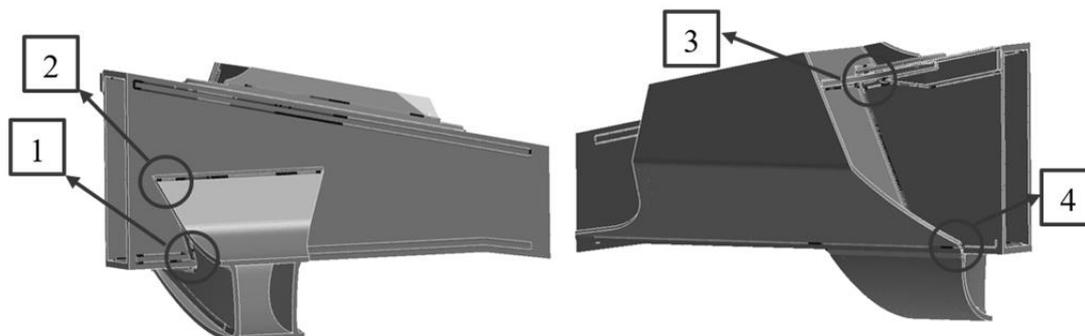


Рис. 10. Принятые для сравнения зоны с минимальной долговечностью, первая подмодель

Импорт истории перемещений из общей модели, расчет и анализ результатов.

На данном этапе выполнен импорт истории перемещений из общей модели, расчет прочности для каждого режима отдельно и дальнейший расчет долговечности по методу VOLVO для двух вариантов исполнения модели (жесткая и гибкая). Подробно данный процесс описан в [6]. Остановимся на анализе результатов расчета долговечности по методу VOLVO. На рис. 10–11 изображены результаты расчета долговечности первой и второй подмодели по методу VOLVO при использовании жесткой и гибкой рамы. Данные по долговечности по всем зонам исследуемых подмоделей изображены на гистограмме (рис. 12) и в табл. 1.

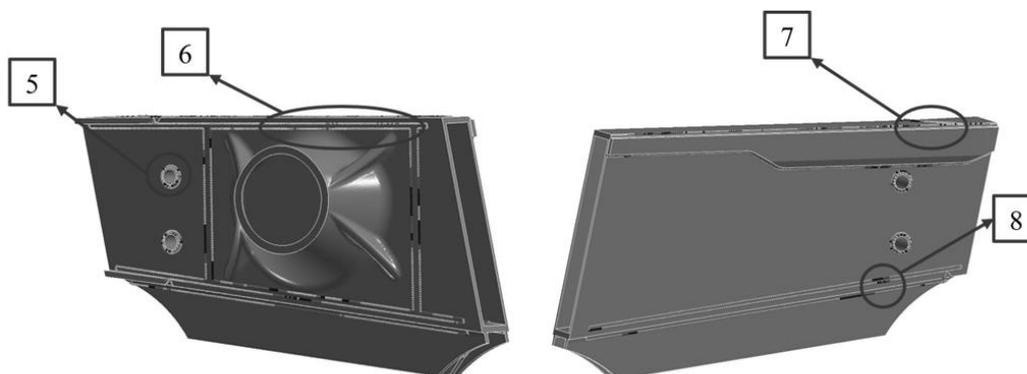


Рис. 11. Принятые для сравнения зоны с минимальной долговечностью, вторая подмодель

Таблица 1 – Результаты минимальной долговечности до зарождения трещины для подмоделей при использовании гибкой и жесткой рамы

№ зоны	Долговечность с жесткой рамой, км	Долговечность с гибкой рамой, км	Совпадение, %
1	4259	4400	97
2	6582	4400	150
3	3476	4400	79
4	4365	4400	99
5	2134	4400	49
6	2666	4400	61
7	2504	4400	57
8	5412	4400	123

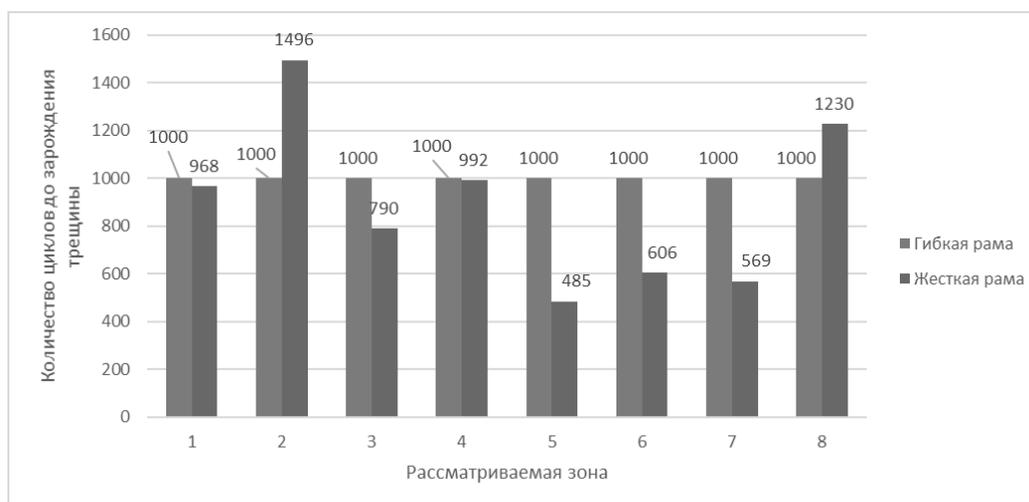


Рис. 12. Сравнение долговечности в циклах для подмоделей по методу VOLVO

Заключение. При выполнении расчета долговечности учет жесткости динамической модели сильно увеличивает трудоемкость подготовки моделей рамы. На примере описанного объекта исследования время разработки моделей составило примерно 10–15 рабочих дней, в зависимости от модели транспортного средства и квалификации исполнителя. Так же для гибкой модели рамы, требуется выполнение полноценного расчета собственных частот и форм колебаний. Кроме того, требуются дополнительные временные ресурсы в сравнении с жесткой моделью.

Выполненная оценка влияния учета жесткости рамы карьерного самосвала на показатели ее нагруженности и усталостной долговечности позволила получить следующие основные результаты.

В результате динамического расчета, различия усилий в кронштейнах крепления подвески достигали 40 %, ввиду особенностей динамических расчетов, а также огромного объема информации, закономерность различия установить не удалось, так как, в зависимости от момента времени усилия, отличались в большую или меньшую сторону.

По результатам расчета отличия НДС для полной модели достигают 40 %, сложность сравнения аналогична сравнению динамического расчета, большое число данных и не равномерный разброс. В связи с этим делаем вывод о том, что корректно выполнять сравнение можно по показателям долговечности сварных соединений по методу VOLVO.

Результаты расчета показали, что использование жесткой модели при передаче нагрузок из MSCADAMS в ANSYS, т. е. применение жесткой модели при расчете долговечности по методу VOLVO занижает долговечность на 10 %. В большинстве случаев при использовании гибкой рамы расчетная долговечность выше. Максимальный разброс составляет до 50 %. Так же, сделан вывод об удобстве выполнения сравнения путем сравнения долговечности. Ввиду большого количества данных и большого разброса в целом, достоверно сравнить динамическую модель путем расчета НДС не представляется возможным.

ЛИТЕРАТУРА

1. Басов К. А. ANSYS: справочник пользователя. – М.: ДМК Пресс, 2005. – 640 с., ил.
2. ANSYS в руках инженера: Практическое руководство. – Изд. 2-е, испр. – М.: Едиториал УРСС, 2004. – 272 с.
3. Tarun Mallikarhuna Rao. Modelling and simulation research concept Vehicle using MBD-FEM approach // Master of Science Thesis MMK. – Stockholm, Sweden, 2015.
4. Haitao Luo, Jia Fu, Tingke Wu. Rigid-Flexible coupled dynamics analysis of 3-revolute-prismatic-spherical parallel robot based on multi-software platform // Advances in Mechanical Engineering. – Shenyang, China, 2019.
5. Бойков В. Г. Моделирование движения механической системы, состоящей из деформируемых упругих тел, путем интеграции двух пакетов: EULER и FIDESYS / И. В. Гаганов, Ф. Р. Файзуллин, А. А. Юдаков // Чебышевский сборник. – Т. 18, выпуск 3. – 2017. – С. 131–153.
6. Шляжко, С. А. Сравнительная оценка усталостной долговечности вариантов конструкции рамы карьерного самосвала методами компьютерного моделирования / С. А. Шляжко, Э. В. Лисовский, П. С. Литвинюк, А. Л. Кисельсков, А. М. Насковец // Актуальные вопросы машиностроения. – 2021. – № 10. – С. 207–216.

Поступила 02.11.2023

Куцеполенко А. В.

**УРАВНОВЕШИВАНИЕ СИЛ ТЯЖЕСТИ РАБОЧИХ ОРГАНОВ
ЦЕНТРОБЕЖНЫХ ОГРАНИЧИТЕЛЕЙ СКОРОСТИ ЛИФТОВ**

*Отраслевая лаборатория научно-технического центра
ОАО «Могилевлифтмаши», Могилев, Беларусь*

Статья посвящена особенностям расчета центробежных ограничителей скорости, с горизонтальной осью вращения устройства, контролирующего превышение скорости. Определено, что в случае встречного расположения их рабочих органов, для обеспечения нейтрализации влияния сил тяжести действующих на эти органы, необходимо соблюдать определенное условие по расположению их центров масс. Даны рекомендации конструкторам по проектированию ограничителей скорости рассмотренного типа.

Введение. До недавнего времени в приводах лифтов все разновидности конструкций ограничителей скорости двухстороннего действия были двух типов: центробежные ограничители с вертикальной осью вращения устройства, контролирующего превышение скорости (УКПС) [1, с. 170–173]; маятниковые (инерционные) ограничители [1, с. 167–170]. Шкив ограничителя располагается в плоскости перемещения кабины, поэтому при вертикальной оси УКПС требуется механическая связь между этим устройством и шкивом, что удорожает конструкцию и увеличивает ее габариты.

Центробежные ограничители с горизонтальной осью вращения [1, с. 162, 164–165] обладают простой и технологичной конструкцией, долгое время они были только одно-стороннего действия. Изготовление основных деталей маятникового ограничителя, обеспечивающих его функционирование, требует большого количества механической обработки [2]. Вдобавок он является дополнительным источником шума – маятник и удерживающая его пружина совершают колебательные движения, а ролик, закрепленный на маятнике, обкатывается по фасонному кулачку.

В последнее время ведущими производителями лифтового оборудования разработано несколько вариантов двухсторонних центробежных ограничителей с горизонтальной осью УКПС [3]. Ограничитель Vega фирмы «Dynatech» [4] имеет встречное направление рабочих органов [5].

Отсутствие высокотехнологичных центробежных ограничителей двухстороннего действия отечественного производства делает актуальной разработку таких импортозамещающих конструкций.

Анализ конструкций УКПС с горизонтальной осью. Проанализировав конструкцию ограничителя Vega («Dynatech») [4–5], выбранную в качестве прототипа, отметим, что встречное расположение его рабочих органов потребовало усложнения механизма их синхронизации. По сравнению с синхронизирующей тягой одностороннего центробежного ограничителя с противоположно направленными рабочими органами, в прототипе рабочие органы 1 при помощи шатунов 2 соединены с шарнирно установленным на шкиве 6 коромыслом 3 (рис. 1).

Описанное решение недостаточно технологично, так как ось крепления коромысла смещена от оси шкива, что требует для ее получения дополнительной технологической операции. Так как трудоемкость изготовления шкива составляет существенную часть от трудоемкости изготовления всего ограничителя скорости, поэтому важно, чтобы его конструкция была максимально технологичной.

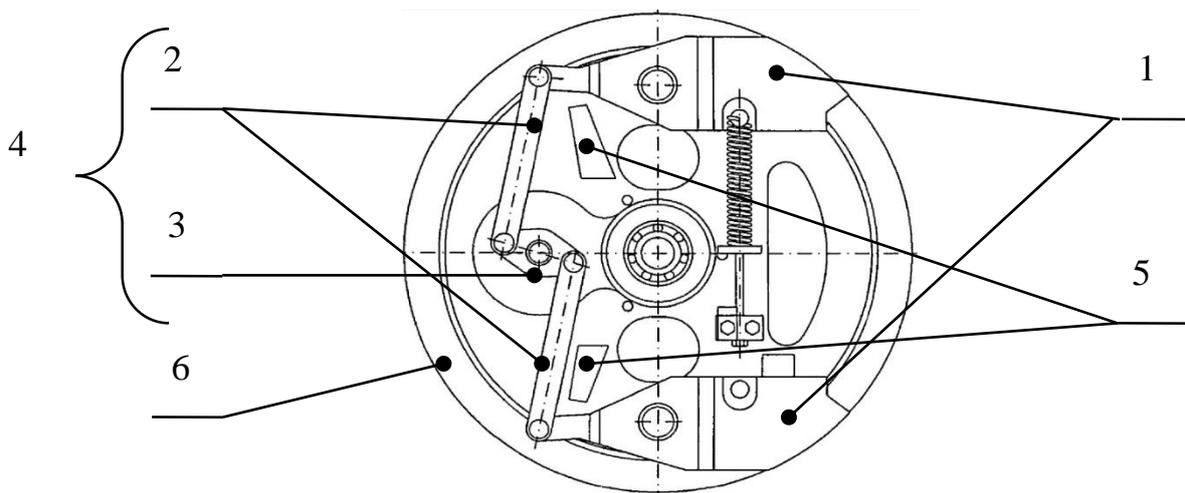


Рис. 1. Ограничитель скорости фирмы «Dynatech»:
 1 – рабочие органы УКПС; 2 – шатуны; 3 – коромысло; 4 – механизм синхронизации;
 5 – опоры; 6 – шкив

С целью усовершенствования такого конструктивного решения было предложено располагать коромысло коаксиально шкиву [6–7], что повышает технологичность и, соответственно, снижает себестоимость ограничителя скорости (рис. 2).

Анализ влияния сил тяжести рабочих элементов на уравновешенность системы. Для расчета ограничителя скорости, разработанного на ОАО «Могилевлифтмаш» (рис. 2), на скорость срабатывания было принято решение применить методику расчета центробежных ограничителей скорости с горизонтальной осью УКПС и противоположно направленными рабочими органами, связанными между собой синхронизирующей тягой. Данная методика представлена в работе Д. П. Волкова и Г. Г. Архангельского [1, с. 164–167]. Обратим внимание, что в этой методике массы синхронизирующей тяги и расположенной на ней пружины из-за их малой величины по сравнению с массой рабочих органов не учитывают.

При скоростях перемещения кабины лифта вплоть до номинальной скорости рабочие органы УКПС находятся в сложенном положении. Такое положение рабочих органов назовем – нерабочим положением. При предельной скорости (скорости срабатывания ограничителя) рабочие органы раскрываются до тех пор, пока не начнут контактировать с упорами, расположенными на корпусе ограничителя. Такое положение рабочих органов назовем – рабочим положением.

Будем силы тяжести, действующие на рабочие тела, находящиеся в нерабочем положении, а также крутящие моменты и плечи этих моментов, маркировать индексом 1. Соответственно, силы тяжести, действующие на рабочие тела, находящиеся в рабочем положении, а также крутящие моменты и плечи этих моментов, маркировать индексом 2. Моделирование в SiemensNX ограничителя с противоположно направленными рабочими органами УКПС показало, что при любом угловом положении шкива крутящие моменты, возникающие в результате действия на них сил тяжести, стремятся один из рабочих органов 2 сложить в нерабочее положение, а второй – раскрыть в рабочее.

На кинематической схеме этого механизма в нерабочем положении рабочих органов видно, что модули этих моментов сил тяжести равны при любом угловом положении УКПС (рис. 3).

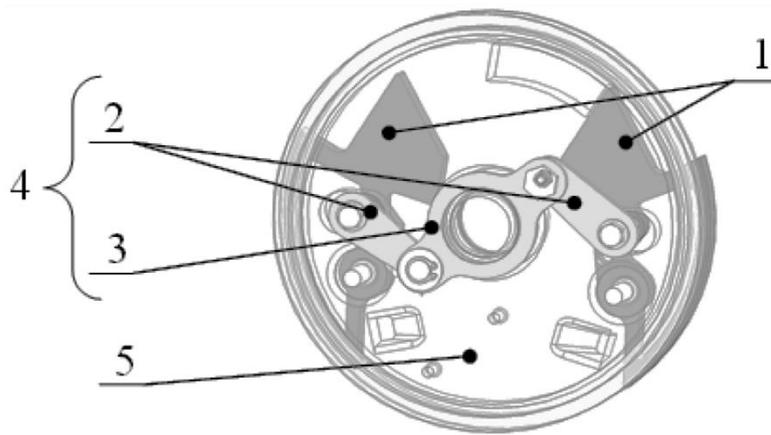


Рис. 2. Ограничитель скорости с соосным шкиву расположением коромысла, разработка ОАО «Могилевлифтмаш»:
 1 – рабочие органы устройства, контролирующего превышение скорости; 2 – шатуны;
 3 – коромысло; 4 – механизм синхронизации; 5 – шкив

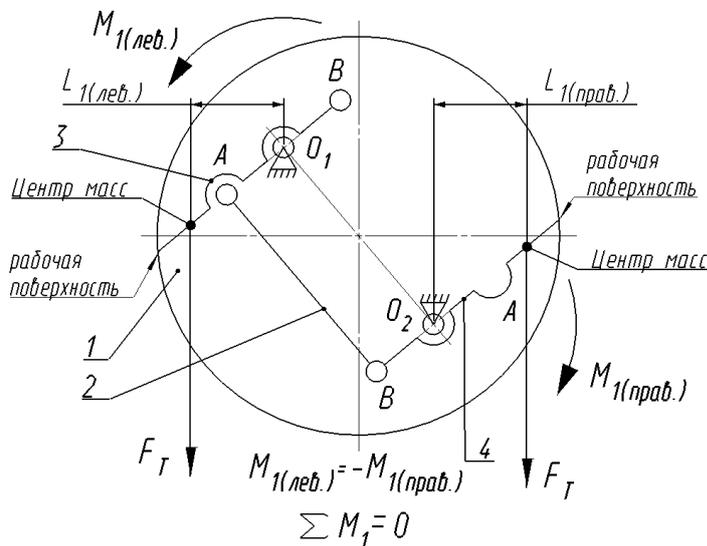


Рис. 3. Баланс сил тяжести противоположно направленных рабочих органов при их нерабочем положении (пружина не показана):
 1 – шкив; 2 – синхронизирующая тяга; 3 – рабочий орган (левый); 4 – рабочий орган (правый);
 O_1, O_2 – шарнир рабочего органа левого (правого); F_T – сила тяжести, действующая на рабочий орган; $L_{1(лев.)}, L_{1(прав.)}$ – плечо силы тяжести, действующей на левый (правый) рабочий орган в их нерабочем положении соответственно; $M_{1(лев.)}, M_{1(прав.)}$ – моменты силы тяжести, действующие на левый (правый) рабочий орган в их нерабочем положении соответственно; $\sum M_1$ – суммарный момент сил тяжести, действующих на рабочие органы в их нерабочем положении

Запишем для УКПС, представленного на рис. 3, условие равновесия рабочих органов под действием сил тяжести в их нерабочем положении:

$$\sum M_1 = M_{1(лев.)} + M_{1(прав.)} = F_T \cdot L_{1(лев.)} + F_T \cdot L_{1(прав.)} = 0.$$

Определим отношение расстояния от оси шарнирной установки одного рабочего органа до места крепления на нем синхронизирующей тяги к соответствующему расстоянию на втором рабочем органе – передаточным отношением УКПС (рис. 3):

$$\frac{O_1A}{O_2B} = \frac{O_1B}{O_2A} = k,$$

где k – передаточное отношение данного УКПС.

Так как передаточное отношение данного механизма равно единице, то силы тяжести, действующие на рабочие органы, остаются уравновешенными и при раскрытии рабочих органов в их рабочее положение (рис. 4).

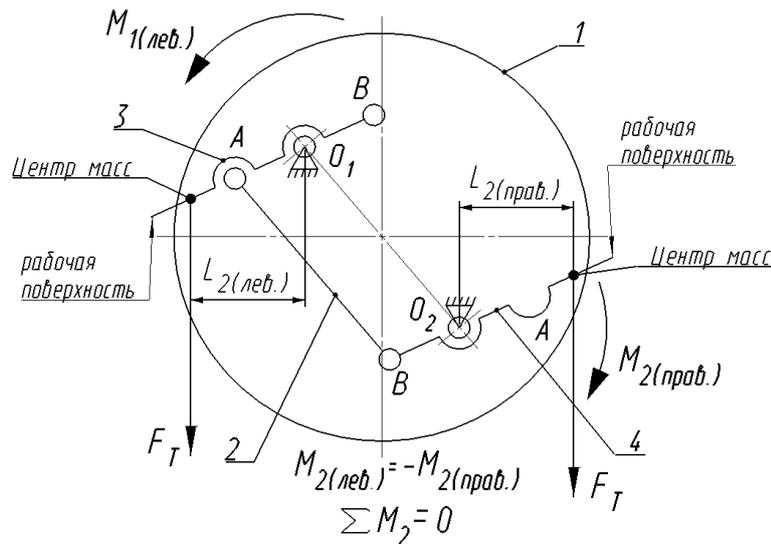


Рис. 4. Баланс сил тяжести при рабочем положении противоположно направленных рабочих органов (пружина не показана):

1 – шкив; 2 – синхронизирующая тяга; 3, 4 – рабочий орган левый(правый); O_1, O_2 – шарнир рабочего органа левого (правого); F_T – сила тяжести, действующая на рабочий орган; $L_{2(лев.)}, L_{2(прав.)}$ – плечо силы тяжести, действующей на левый (правый) рабочий орган, в их рабочем положении соответственно; $M_{2(лев.)}, M_{2(прав.)}$ – моменты силы тяжести, действующие на левый (правый) рабочий орган, в их рабочем положении соответственно; $\sum M_2$ – суммарный момент сил тяжести, действующих на рабочие органы в их рабочем положении

Итак, в ограничителе скорости с противоположным направлением рабочих органов УКПС, благодаря наличию синхронизирующей тяги, силы тяжести, действующие на них, уравновешиваются при любом угловом положении УКПС и при любом положении рабочих органов – и рабочем, и нерабочем. Поэтому, при составлении уравнений равновесия рабочих органов, при номинальной и предельной скоростях, будут учитываться только возникающие центробежные силы и сила сопротивления пружины. Составление и решение этих уравнений, позволяющее рассчитать параметры пружины для обеспечения работы ограничителя на конкретной номинальной скорости и скорости его срабатывания, подробно представлено в работе Д. П. Волкова и Г. Г. Архангельского [1, с. 164–167].

Несмотря на то, что в отличие от рассмотренной выше конструкции, для синхронизации встречно направленных рабочих органов используется не одна тяга, а коромысло и два шатуна, на этапе предварительных расчетов мы также не будем учитывать

их массы. Тем более, что в отличие от прототипа [4–5] в предлагаемом ограничителе коромысло установлено на оси шкива, а шатуны – симметрично шкиву.

Моделирование в SiemensNX показало, что в такой конструкции уравнивание действующих на рабочие органы сил тяжести обеспечивается не всегда, то есть в зависимости от расположения центров масс рабочих органов степень их уравновешенности может зависеть от угла поворота УКПС. Покажем это на кинематической схеме (рис. 5).

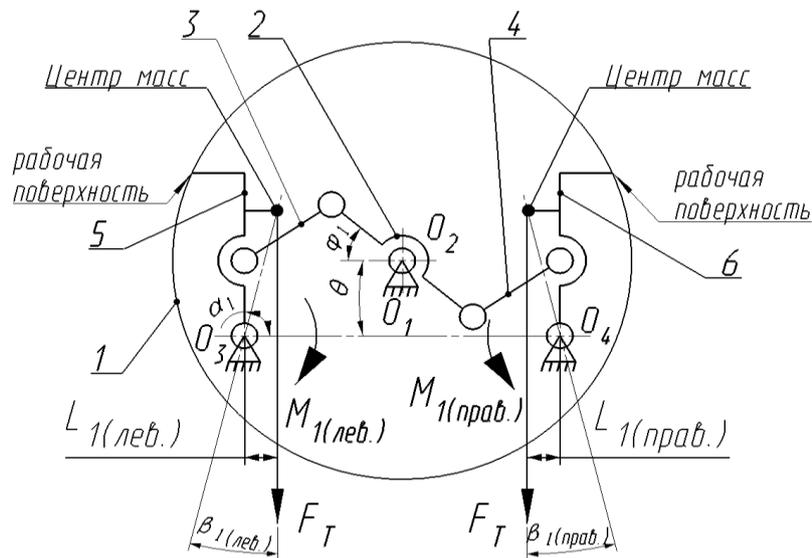


Рис. 5. Неуравновешенность встречно-расположенных рабочих органов в их нерабочем положении при произвольном положении шкива:

1 – шкив; 2 – коромысло; 3, 4 – шатуны; 5, 6 – левый (правый) рабочий орган; O_1, O_2 – шарнир шкива и коромысла, соответственно; O_3, O_4 – шарнир рабочего органа левого (правого); F_T – сила тяжести; $L_{1(лев.)}, L_{1(прав.)}$ – плечо силы тяжести, действующей на левый (правый) рабочий орган в их нерабочем положении соответственно;

$M_{1(лев.)}, M_{1(прав.)}$ – моменты сил тяжести, действующие на левый (правый) рабочий орган, соответственно, в их нерабочем положении; $\sum M_1$ – суммарный момент сил тяжести

действующих, на рабочие органы в их нерабочем положении; φ_1, α_1 – угол поворота коромысла и рабочего органа, соответственно, при нерабочем положении рабочих органов; $\beta_{1(лев.)}, \beta_{1(прав.)}$ – угол отклонения центра масс левого (правого) рабочего органа от центра его шарнирного закрепления на шкиве, при их нерабочем положении; θ – угол поворота УКПС

Зависимость уравновешенности сил тяжести, действующих на рабочие органы, от углового положения УКПС θ будет приводить к тому, что на них будет воздействовать суммарный крутящий момент сил тяжести $\sum M_1$, значение которого будет меняться по величине и знаку. При вращении УКПС сила тяжести будет помогать, то центробежной силе раскрыть рабочие органы, то пружине удерживать их в нерабочем положении, что затруднит расчет ограничителя на конкретную скорость срабатывания.

Необходимо определить правило расположения центров масс рабочих органов, обеспечивающее уравнивание действующих на них сил тяжести при любом угловом положении УКПС θ . Известно, что сила, действующая на шарнирно закрепленное тело, не создает крутящего момента в случае, если она проходит через точку его шарнира. Будем поворачивать УКПС до тех пор, когда сила тяжести, приложенная в центре

масс одного из рабочих органов, станет проходить через центр его вращения (рис. 6), то есть пока угол $\beta_{1(лев.)}$ или $\beta_{1(прав.)}$ не станет равен нулю.

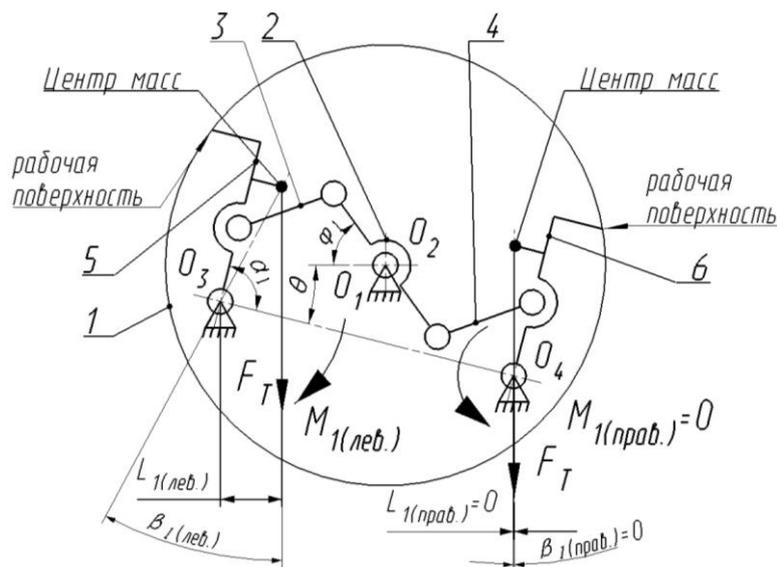


Рис. 6. Сила тяжести, приложенная к центру масс одного из рабочих органов, проходит через центр его вращения:

1 – шкив; 2 – коромысло; 3, 4 – шатуны; 5, 6 – левый (правый) рабочий орган; O_1, O_2, O_3, O_4 – шарниры шкива, коромысла, рабочего органа левого и правого, соответственно; F_T – сила тяжести; $L_{1(лев.)}, L_{1(прав.)}$ – плечо силы тяжести, действующей на левый (правый) рабочий орган в их нерабочем положении соответственно; $M_{1(лев.)}, M_{1(прав.)}$ – моменты сил тяжести, действующие на левый (правый) рабочий орган, соответственно, в их нерабочем положении; $\sum M_1$ – суммарный момент сил тяжести, действующих на рабочие органы в их нерабочем положении; φ_1, α_1 – угол поворота коромысла и рабочего органа, соответственно, при нерабочем положении рабочих органов; $\beta_{1(лев.)}, \beta_{1(прав.)}$ – угол отклонения центра масс левого (правого) рабочего органа от центра его шарнирного закрепления, при их нерабочем положении; θ – угол поворота УКПС

Центры масс рабочих органов должны быть расположены таким образом, чтобы существовало такое угловое положение УКПС, при котором одновременно каждая из сил тяжести, приложенная в центре масс соответствующего рабочего органа, проходила бы через точку его шарнирного закрепления (рис. 7). Тогда при любом повороте УКПС крутящие моменты сил тяжести будут или равны нулю, или противоположными по знаку и одинаковыми по величине (рис. 8, а).

Результаты моделирования в SiemensNX показали, что при повороте рабочих органов из нерабочего положения в рабочее, их предварительное уравновешенное состояние нарушается и на них начинает действовать суммарный момент сил тяжести $\sum M_2$, значение которого меняется по величине и по знаку при повороте шкива (рис. 8, б).

Смоделировали в SiemensNX рабочие органы с таким расположением их центров масс, что силы тяжести проходят через их оси вращения, когда рабочие органы находятся в рабочем положении, то есть, когда скорость перемещения кабины достигла предельной. В результате получили неуравновешенность рабочих органов при их нерабочем

(сложенном) положении, соответствующем скоростям перемещения кабины лифта вплоть до номинальной скорости включительно.

Итак, мы выяснили, что в ограничителе скорости со встречно расположенными рабочими органами, рабочие органы могут быть уравновешены при любом угловом положении УКПС только для какого-то одного состояния – или когда они находятся в нерабочем положении, или когда они раскрыты в их рабочее положение.

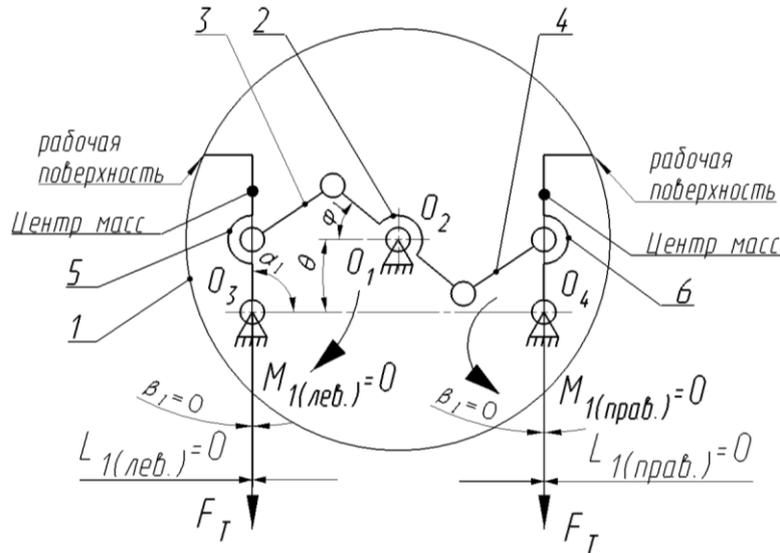


Рис. 7. Положение УКПС, когда одновременно каждая из сил тяжести, приложенная в центре масс соответствующего рабочего органа, проходит через точку его шарнирного закрепления:

1 – шкив; 2 – коромысло; 3, 4 – шатуны; 5, 6 – левый (правый) рабочий орган;
 O_1, O_2, O_3, O_4 – шарниры шкива, коромысла, рабочего органа левого и правого, соответственно;

F_T – сила тяжести; $L_{1(лев.)}, L_{1(прав.)}$ – плечо силы тяжести, действующей на левый (правый) рабочий орган в их нерабочем положении соответственно;

$M_{1(лев.)}, M_{1(прав.)}$ – моменты сил тяжести, действующие на левый (правый) рабочий орган, соответственно, в их нерабочем положении;

$\sum M_1$ – суммарный момент сил тяжести, действующих на рабочие органы в их нерабочем положении;

φ_1, α_1 – угол поворота коромысла и рабочего органа, соответственно, при нерабочем положении рабочих органов;

$\beta_{1(лев.)}, \beta_{1(прав.)}$ – угол отклонения центра масс левого (правого) рабочего органа от центра его шарнирного закрепления, при их нерабочем положении;

θ – угол поворота УКПС

Соответственно, при составлении уравнений моментов нельзя исключить влияние силы тяжести на рабочие органы сразу в обоих случаях – и при перемещении кабины с номинальной и с предельной скоростью. В связи с этим, при разработке ограничителя скорости перед конструктором встает задача определить для какого положения рабочих органов (рабочее или нерабочее) предпочтительнее обеспечивать их уравновешивание.

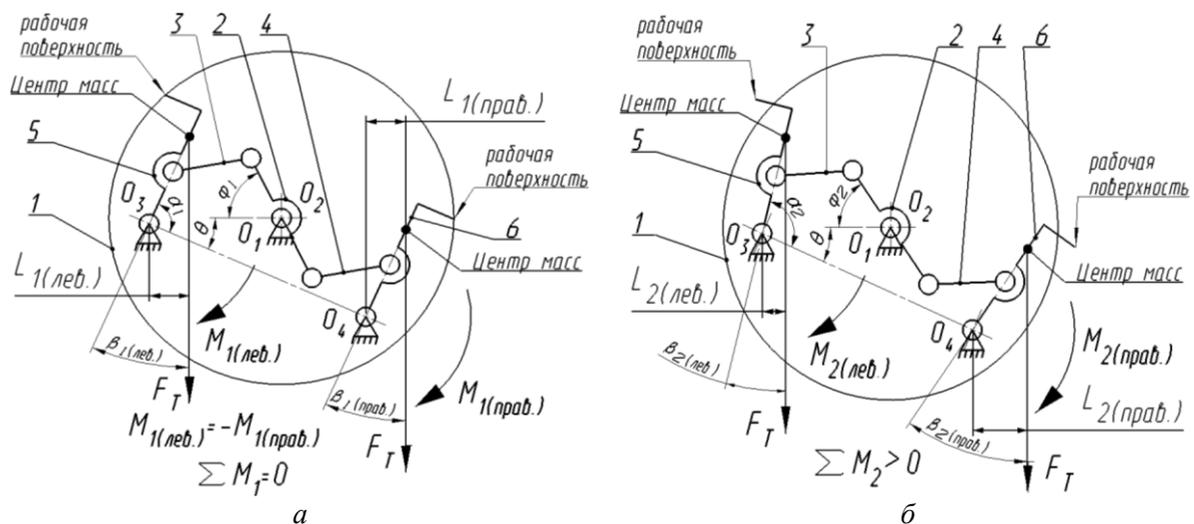


Рис. 8. Ограничитель с уравновешенными рабочими органами в их нерабочем положении при любом угловом положении УКПС и его разбалансировка при переходе рабочих органов в их рабочее положение:

a – нерабочее положение рабочих органов; *б* – рабочее положение рабочих органов; 1 – шкив; 2 – коромысло; 3, 4 – шатуны; 5, 6 – левый (правый) рабочий орган; O_1, O_2, O_3, O_4 – шарниры шкива, коромысла, рабочего органа левого и правого, соответственно; F_T – сила тяжести; $L_{1(лев.)}$,

$L_{1(прав.)}$ – плечо силы тяжести, действующей на левый (правый) рабочий орган в их нерабочем положении соответственно; $L_{2(лев.)}$, $L_{2(прав.)}$ – плечо силы тяжести, действующей на левый (правый) рабочий орган в их рабочем положении соответственно;

$M_{1(лев.)}$, $M_{1(прав.)}$ – моменты сил тяжести, действующие на левый (правый) рабочий орган, соответственно, в их нерабочем положении;

$M_{2(лев.)}$, $M_{2(прав.)}$ – моменты сил тяжести, действующие на левый (правый) рабочий орган, соответственно, в их рабочем положении;

$\sum M_1$, $\sum M_2$ – суммарный момент сил тяжести, действующих на рабочие органы в их нерабочем (рабочем) положении;

φ_1, α_1 – угол поворота коромысла и рабочего органа, соответственно, при нерабочем положении рабочих органов;

φ_2, α_2 – угол поворота коромысла и рабочего органа, соответственно, при рабочем положении рабочих органов;

$\beta_{1(лев.)}$, $\beta_{1(прав.)}$ – угол отклонения центра масс левого (правого) рабочего органа от центра его шарнирного закрепления, при их нерабочем положении;

$\beta_{2(лев.)}$, $\beta_{2(прав.)}$ – угол отклонения центра масс левого (правого) рабочего органа от центра его шарнирного закрепления, при их рабочем положении; θ – угол поворота УКПС

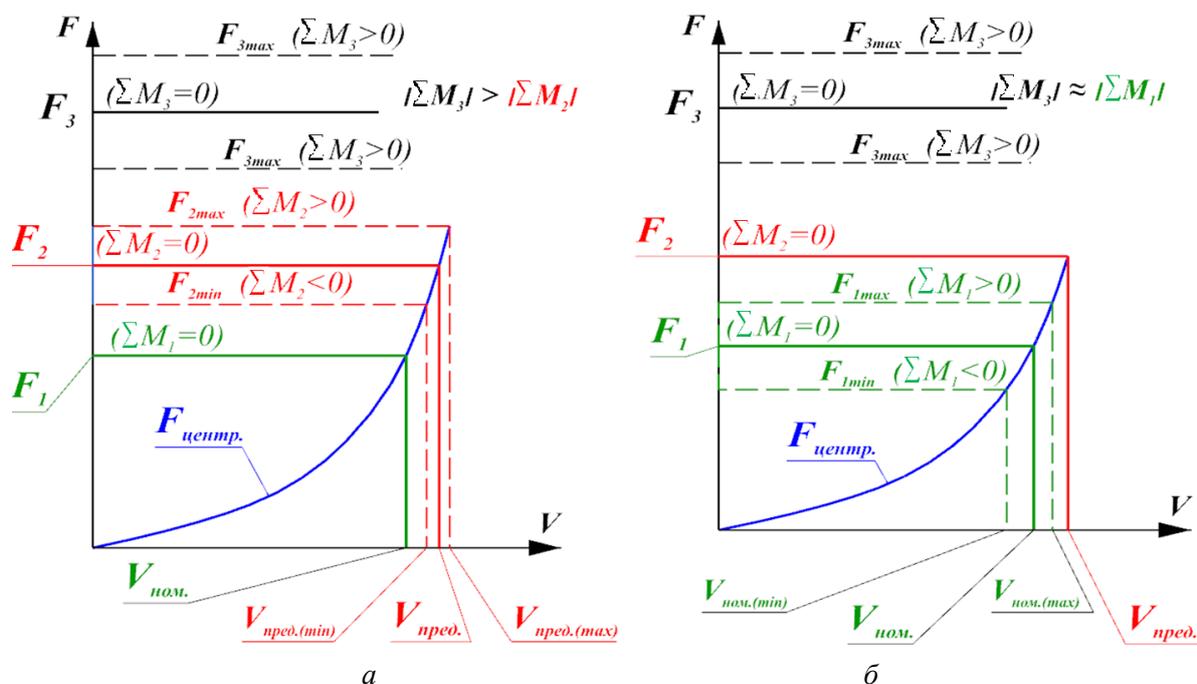


Рис. 9. Влияние сил тяжести на величину диапазона предельных скоростей (скоростей срабатывания ограничителя скорости):
 а – рабочие органы уравновешены в нерабочем положении; б – рабочие органы уравновешены в рабочем положении; $F_{\text{центр.}}$ – суммарная центробежная сила, действующая на рабочие органы; F_1, F_2, F_3 – усилия пружины при предварительной, рабочей и максимальной деформациях; $V_{\text{ном.}}, V_{\text{пред.}}$ – скорость лифта номинальная и предельная; $V_{\text{ном.}(\text{min})}, V_{\text{ном.}(\text{max})}$ – минимальное и максимальное значение номинальной скорости; $V_{\text{пред.}(\text{min})}, V_{\text{пред.}(\text{max})}$ – минимальное и максимальное значение предельной скорости; $\sum M_1, \sum M_2$ – суммарный момент сил тяжести, действующих на рабочие органы, в их нерабочем (рабочем) положении; $\sum M_3$ – суммарный момент сил тяжести, действующих на рабочие органы, находящиеся в максимально раскрытом положении, при затягивании их на упоры корпуса ограничителя

Выводы.

Анализируя влияние сил тяжести на работу ограничителя скорости, у которого рабочие органы УКПС уравновешены в их нерабочем положении (рис. 9, а), отметим, что:

– при номинальной скорости перемещения лифта будут отсутствовать колебания рабочих органов, что исключит возможность ложных срабатываний и снизит шум при нормальной работе ограничителя скорости;

– неуравновешенность рабочих органов, возникающая при их раскрытии, приведет к влиянию углового положения шкива на значение скорости срабатывания ограничителя. Необходимо, чтобы разброс предельной скорости был в пределах допуска, заданного ГОСТ 33984.1–2016;

– при раскрытии рабочих органов в их предельной положение, из-за их затягивания на упоры корпуса ограничителя скорости, степень их неуравновешенности дополнительно возрастает. поэтому, для обеспечения возврата рабочих органов в их исходное нерабочее положение после снятия кабины лифта с ловителей, необходимо подбирать пружину с F_3 , превышающей максимальное значение $|\sum M_3|$.

Отсутствие воздействия сил тяжести на рабочие органы УКПС при предельной скорости перемещения кабины лифта (рис. 9, б) обеспечит высокую точность срабатывания ограничителя скорости. Это позволит настроить ограничитель скорости на минимальное значение из допустимого ГОСТ 33984.1–2016 диапазона скорости срабатывания. Что позволит уменьшить износ направляющих, снизить нагрузки, возникающие в ловителе, ограничителе скорости и каркасе кабины, а также повысить уровень комфорта пассажиров при посадке кабины лифта на ловители.

Однако, неуравновешенность рабочих органов при их нерабочем положении вызовет их колебания при перемещении кабины лифта с номинальной скоростью, что может приводить к ложным срабатываниям ограничителя и создавать дополнительные шумы, которые можно снижать введением в конструкцию ограничителя демпфирующих элементов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лифты: учебник для студентов высших учебных заведений, обучающихся по специальностям: «Механизация и автоматизация строительства» и «Подъемно-транспортные, строительные, дорожные машины и оборудование» / Г. Г. Архангельский [и др.] ; под. общ. ред. Д. П. Волкова. – Москва: Изд-во Ассоц. строит.вузов, 2010. – 576 с. – ISBN 978-5-93093-769-5.

2. Выбор конструкции детали как определяющий фактор технологичности и себестоимости ее изготовления на примере деталей ограничителя скорости лифта, получаемых лазерной резкой вместо их отливки с последующей механической обработкой / Т. В. Лапцевич, А. В. Куцепенко, М. Э. Подымако, М. В. Соболев // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2022. – № 3 (76). – С. 52–59. – DOI 10.53078/20778481_2022_3_52.

3. Куцепенко, А. В. Современные направления развития конструкций центробежных ограничителей скорости лифтов / А. В. Куцепенко, М. Э. Подымако, Е. С. Лустенкова // Материалы, оборудование и ресурсосберегающие технологии: Материалы Международной научно-технической конференции, Могилев, 20–21 апреля 2023 года. – Могилев: Межгосударственное образовательное учреждение высшего образования «Белорусско-Российский университет», 2023. – С. 86–87.

4. Dynatech. OVERSPEED GOVERNOR. INSTRUCTIONS FOR USE AND MAINTENANCE. Dynatech. Vega. [Electronic resource]: INSTRUCTIONS: VEGA Cod: DYN 35.1.15. – Publ. date 14.12.2022 – Mode of access: <https://www.dynatech-elevation.com/documentos/articulos/Reducido%20VEGA-ING.pdf>. – Дата доступа: 07.04.2023.

5. Speed limiting system for lifting devices [Electronic resource]: pat. US 2007007499 (A1) / F. A. Mateo Mur. – Publ. date 11.01.2007. – Mode of access: https://ru.espacenet.com/publicationDetails/originalDocument?CC=US&NR=2007007499A1&KC=A1&FT=D&ND=3&date=20070111&DB=&locale=ru_RU. – Date of access: 20.02.2023.

6. Двухсторонний ограничитель скорости лифта: полез. модель BY 12899 / А. В. Куцепенко, М. Э. Подымако, С. А. Дондик, Г. С. Сеницын, К. Н. Князев. – Опубл. 30.06.2022.

7. Разработка центробежного двухстороннего ограничителя скорости лифта и оптимизация его выходных характеристик на основании анализа влияния сил трения в звеньях механизма / А. В. Куцепенко, М. Э. Подымако, К. Н. Князев [и др.] // Актуальные вопросы машиноведения. – 2021. – Т. 10. – С. 107–115.

Поступила 02.11.2023

МЕТОДИКА РАСЧЕТА И КОНСТРУИРОВАНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ АМОРТИЗАЦИИ НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ ТАРЕЛЬЧАТЫХ ПРУЖИН

Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

Широкое применение тарельчатых пружин обусловлено большой номенклатурой изделий и возможностью осуществлять сборку их в пакеты, что позволяет получить заданные силовые и геометрические характеристики упругого элемента. Тарельчатые пружины имеют малые деформации при больших нагрузках. Это позволяет уменьшить массу и габариты амортизационных систем. Изложенная методика предназначена для расчета и конструирования новых эффективных систем амортизации и пакетов тарельчатых пружин.

Цель исследования – разработка методики расчета и конструирования механических систем амортизации на основе использования тарельчатых пружин.

Задача проектирования амортизаторов сводится к выбору таких параметров системы, при которых она будет удовлетворять наложенным условиям и ограничениям. Основная задача амортизаторов – уменьшение воздействия динамических нагрузок на конструктивные элементы механических систем. Предмет исследования – тарельчатые пружины.

Тарельчатые пружины – конические шайбы, пружинящие при осевой (аксиальной) нагрузке. Широкое применение тарельчатых пружин обусловлено огромной номенклатурой изделий и возможностью осуществлять сборку в пакеты, что позволяет получить заданные силовые и геометрические характеристики упругого элемента. Также тарельчатые пружины имеют малые деформации при весьма существенных нагрузках. Это позволяет уменьшить массу и габариты амортизационных систем.

Объект исследования – функционирование тарельчатых пружин в механических системах.

1. Назначение, характеристики и материал тарельчатых пружин. Тарельчатые пружины представляют собой весьма жесткие пружины, применяемые преимущественно в буферных устройствах амортизаторов для восприятия больших динамических усилий, а также и в других устройствах, где требуются значительные усилия при малых деформациях пружин [1, с. 103].

Тарельчатая пружина является упругим элементом, имеющим вид усеченного конуса с углом подъема $\theta = 2 - 6^\circ$, соотношением наружного и внутреннего диаметров $m = D_1 / D_2 = 2 - 3$ [2, с. 54]. На рис. 1 изображена тарельчатая пружина.

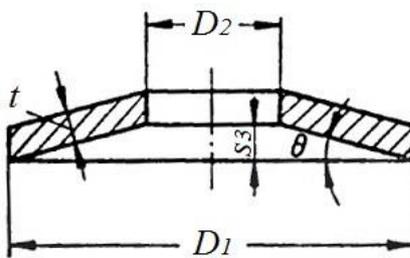


Рис. 1. Тарельчатая пружина

Осевая нагрузка распределяется в процессе работы пружины равномерно по периметру внутренней и наружной кромок каждого кольца. В результате действия силы стенка пружины изгибается и угол подъема уменьшается. При наличии определенного числа секций можно получить необходимую величину осевой деформации тарельчатых пружин.

Тарельчатые пружины изготавливаются методом холодного или горячего штампования из листовой стали толщиной 0,5–10 мм. Первоначально вырубается шайбы, которые в последующей операции на специальных штампах выгибаются. Высота конуса обычно находится в пределах 0,6–9 мм. После соответствующей термической обработки (закалка и отпуск) до твердости HRC 40–47 поверхности тарелок очищаются от окалины и шлифуются по периметру. Иногда для повышения несущей способности тарельчатых пружин их подвергают заневоливанию путем обжатия до полного сплющивания.

Тарельчатые пружины изготавливаются по ГОСТ 3057-90 [3] или DIN 2093 [4]. Пружины по ГОСТ 3057-90 изготавливают из листового, полосового проката или пружинной ленты из стали марки 60С2А ГОСТ 14959. По согласованию между потребителем и изготовителем допускается изготовление пружин из сталей марок 60С2, 51ХФА, 60С2ХА, 60С2Н2А, 65С2ВА, 70С2ХА по ГОСТ 14959. Для удобства выбора тарельчатые пружины сведены в таблицы с указанием номера, размеров, величины прогиба, нагрузки и иных характеристик.

Пружины по DIN 2093 изготавливают из пружинной стали 51CrV4 (1.8159) DIN 17222 и нержавеющей стали 1.4310 DIN 17224. Тарельчатые пружины, изготовленные из данных материалов, имеют похожие характеристики «усилие-деформация». В табл. 1 показаны характеристики «усилие-деформация» для пружин со схожими геометрическими параметрами, изготовленных из различных материалов.

Таблица 1

Стандарт	Материал пружины	Размер пружины	Усилие, Н	Деформация, мм
ГОСТ 3057–90	60С2А	28x12x1,5x0,75	2550	0,45
DIN 2093	51CrV4	28x14,2x1,5x0,65	2841	0,49
DIN 2093	1.4310	28x14,2x1,5x0,65	2758	0,49

2. Расчетные формулы тарельчатых пружин. Обозначения параметров и расчетные формулы для пружин без опорной плоскости [3] приведены в табл. 2.

Таблица 2

Наименование параметра	Расчетная формула или значение	
Сила пружины при рабочей деформации, Н	$F = \frac{4Es}{(1-\mu^2)YD_1^2} \left[(s_3 - s) \left(s_3 - \frac{s}{2} \right) t + t^3 \right]$	(1)
Сила пружины при максимальной деформации, Н	$F_3 = \frac{4Es_3t^3}{(1-\mu^2)YD_1^2}$	(2)
Напряжение сжатия в кромке I, МПа	$\sigma_I = \frac{4Es}{(1-\mu^2)YD_1^2} \left[- \left(s_3 - \frac{s}{2} \right) C_1 - C_2 t \right]$	(3)
Напряжение растяжения в кромке II, МПа	$\sigma_{II} = \frac{4Es}{(1-\mu^2)YD_1^2} \left[- \left(s_3 - \frac{s}{2} \right) C_1 \pm C_2 t \right]$	(4)

Наименование параметра	Расчетная формула или значение	
Напряжение растяжения в кромке III, МПа	$\sigma_{III} = \frac{4Es}{(1-\mu^2)YD_1^2} \frac{D_2}{D_1} \left[(2C_2 - C_1) \left(s_3 - \frac{s}{2} \right) + C_2 t \right]$	(5)
Модуль упругости, МПа	$E = 2,06 \cdot 10^5$	
Предварительная деформация пружины, мм	$s_1 = (0,2 \dots 0,4) s_3$	(6)
Рабочая деформация пружины, мм	$s_2 = (0,3 \dots 0,6) s_3$ – для пружин I класса,	(7)
	$s_2 = (0,6 \dots 0,8) s_3$ – для пружин II класса	(8)
Максимальная деформация пружины, мм	s_3	
Толщина пружины, мм	t	
Наружный диаметр пружины, мм	D_1	
Внутренний диаметр пружины, мм	D_2	
Коэффициент Пуассона	$\mu = 0,3$	
Жесткость пружины, Н/мм	$c = \frac{4E}{1-\mu^2} \cdot \frac{s^3}{YD_1^2} \left[\left(\frac{s_3}{t} \right)^2 - 3 \frac{s_3}{t} \cdot \frac{s}{t} + \frac{3}{2} \left(\frac{s}{t} \right)^2 + 1 \right]$	(9)
Расчетный коэффициент Y	$Y = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{6}{\ln A} \cdot \left[\frac{A-1}{A} \right]^2$	(10)
Расчетный коэффициент C_1	$C_1 = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{6}{\ln A} \cdot \left[\frac{A-1}{\ln A} - 1 \right]$	(11)
Расчетный коэффициент C_2	$C_2 = \frac{3(A-1)}{\pi \ln A}$	(12)
Расчетный коэффициент A	$A = \frac{D_1}{D_2}$	(13)

Расчетные коэффициенты Y , C_1 , C_2 допускается определять по таблице в зависимости от величины A [3]. На рис. 2 показано расположение напряженных кромок тарельчатой пружины.

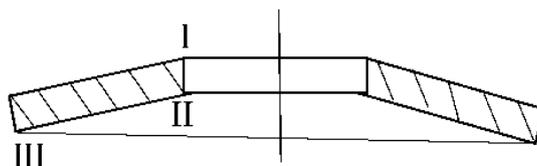


Рис. 2. Напряженные кромки тарельчатой пружины

Напряжение сжатия в кромке I $[\sigma_1]$ является определяющим для пружин статического нагружения (II класс пружин). Напряжения растяжения в кромках II и III являются определяющими при циклическом нагружении (I класс пружин).

Вид характеристики «сила-деформация» определяют отношением $\frac{s_3}{t}$. При отношении $\frac{s_3}{t} < 0,6$ зависимость «сила-деформация» практически линейна. При отношении $\frac{s_3}{t} \geq 0,6$ зависимость «сила-деформация» нелинейна.

При циклическом нагружении средством регулирования выносливости служит изменение разности между напряжением растяжения при максимальной деформации и напряжением при рабочей деформации. Возрастание разности обуславливает увеличение выносливости и стойкости пружин при одновременном возрастании размеров узла.

Пример выбора пружин класса I (циклический вид нагружения):

1. Исходными величинами для определения размеров пружин являются силы F_1 и F_2 , величины предварительной s_1 и рабочей деформации s_2 . Ориентировочно задают габариты пружинного узла.

2. Определить силу, соответствующую максимальной деформации $F_3 = \frac{F_2}{0,6}$.

3. В таблицах с параметрами и размерами тарельчатых пружин найти силу, ближайшую к значению F_3 и выбрать размеры геометрических параметров, наиболее удовлетворяющие заданным условиям.

4. По силе F_1 и F_2 из таблицы определить деформации s_1 и s_2 .

5. Определить количество пружин в пакете; свободную высоту пакета, высоту при рабочей, предварительной и максимальной деформации.

Методика подбора тарельчатых пружин по DIN 2093 практически соответствует методике подбора пружин по ГОСТ 3057-90, однако отличаются значения предварительной и рабочей деформаций пружин. В табл. 3 указаны отличия методик подбора тарельчатых пружин согласно ГОСТ 3057 и DIN 2093.

Таблица 3

Параметр	ГОСТ 3057-90	DIN 2093	
Предварительная деформация, мм	$s_1 = (0,2 \dots 0,4)s_3$	$s_1 = (0,15 \dots 0,2)s_3$	(14)
Рабочая деформация, мм	$s_2 = (0,3 \dots 0,6)s_3$	$s_2 = 0,75s_3$	(15)

3. Схемы сборки тарельчатых пружин в пакеты. Расчет пакетов для системы амортизации. В зависимости от необходимого хода сжатия тарельчатые пружины могут использоваться поодиночке или собираться в пакеты. Сборку пружин в пакеты осуществляют при помощи направляющего стержня или фиксирующих разделительных колец. Значительным преимуществом изделий такого вида является возможность варьирования силовых и геометрических параметров пакета пружин в зависимости от схемы сборки.

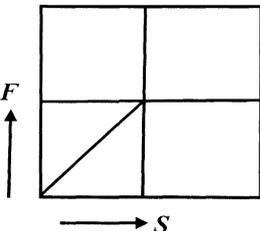
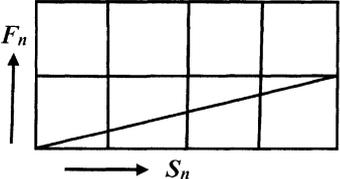
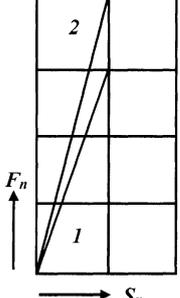
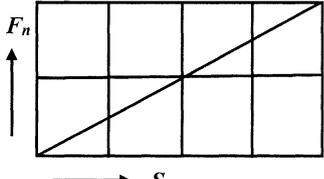
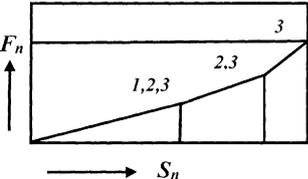
Основные схемы сборки пакета, следующие:

- одиночная;
- последовательная;
- параллельная;

- параллельно-последовательная;
- пакет с пружинами различной толщины.

Изменение характеристики «сила-деформация» в зависимости от схемы сборки пружин показано в табл. 4.

Таблица 4

Схема сборки	Вид характеристики	Параметр пакета пружин
Одиночная		F_3 s_3 l_0
Последовательная		$F_{нак} = F_3$ (16) $S_{нак} = ns_3$ (17) $L_0 = nl_0$ (18) $\Delta L_0 = n\Delta l_0$ (19)
Параллельная Двухпараллельная Трёхпараллельная		$F_{нак} = KF_3n_1$ (20) $S_{нак} = s_3$ (21) $L_0 = l_0 + (n_1 - 1)t$ (22)
Параллельно-последовательная		$F_{нак} = KF_3n_1$ (23) $S_{нак} = ns_3$ (24) $L_0 = n[l_0 + (n_1 - 1)t]$ (25)
Пружины различной толщины		$F_{нак} = F_3$ (26) $S_{нак} = \sum_{i=1}^n s_{3i}$ (27) $L_0 = \sum_{i=1}^n l_{0i}$ (28)

Параметры пакета пружин в табл. 3 обозначены:

$F_{нак}$ – сила при максимальной деформации пакета;

n – количество пружин при последовательной сборке;

n_1 – количество пружин при параллельной сборке;

K – коэффициент, учитывающий сухое трение при параллельной сборке;

$K = 1,06$ при двухпараллельной сборке;

$K = 1,09$ при трехпараллельной сборке;

$K = 1,12$ при четырехпараллельной сборке;

$S_{\text{пак}}$ – максимальная деформация пакета пружин;

L_0 – высота пакета в свободном состоянии.

При ударных нагрузках (для погашения энергии) между тарелками иногда устанавливают шайбы, которые способствуют увеличению жесткости за счет сил трения, развиваемых при скольжении кромок тарелок по шайбам.

Существует ряд рекомендаций, которых следует придерживаться при формировании пакета пружин [5]:

– последовательную сборку следует использовать в том случае, если хода одиночных пружин недостаточно для получения нужных характеристик;

– параллельную сборку используют, когда необходима высокая жесткость пружины в условиях ограниченного монтажного пространства;

– габаритную высоту пакета можно уменьшить, применяя пружины большего диаметра;

– использование в одном пакете 4 и более пружин при параллельной сборке приводит к росту отклонения между расчетной и фактической характеристиками из-за трения, возникающего между большим количеством дисков;

– при параллельной сборке возникновение фрикционной и контактной коррозии отрицательно влияет на циклическую стойкость тарельчатых пружин;

– пружины, вступающие в работу первыми, могут перегружаться при использовании в пакете с пружинами разной толщины;

– количество пружин в пакете для обеспечения их равномерной деформации рекомендуется подбирать, чтобы высота пакета в свободном состоянии не превышала три наружных диаметра пружины.

Выполним подбор тарельчатой пружины используя значение расчетного рабочего усилия амортизатора 517,8 Н в двухступенчатой механической системе, содержащей разное число пружин в ступенях. Тарельчатая пружина $18 \times 9,2 \times 0,7 \times 1,2$ имеет близкие значения размеров с винтовыми цилиндрическими пружинами. Характеристики пружины $18 \times 9,2 \times 0,7 \times 1,2$ DIN 2093 указаны в табл. 3.

Таблица 5

Наружный диаметр, мм	D_e	$18h12_{(-0,18)}$
Внутренний диаметр, мм	D_i	$9,2H12^{(+0,15)}$
Толщина пружины, мм	t	$0,7 \pm_{0,09}^{0,03}$
Высота пружины, мм	l_0	$1,2 \pm_{0,05}^{0,10}$
Максимальная деформация, мм	s_3	0,5
Рабочая деформация, мм	s_2	0,38
Нагрузка при рабочей деформации, Н	F_2	$572 \left(\pm_{7,5}^{25} \% \right)$

3.1. Расчет параметров пакета тарельчатых пружин № 1 (большая пружина амортизатора).

Пакет состоит из тарельчатых пружин $18 \times 9,2 \times 0,7 \times 1,2$ DIN 2093. Данная пружина деформируется на $s_2 = 0,38$ мм при нагрузке $F = 572$ Н. Сборка – последовательная. Рабочая нагрузка пакета составляет 572 Н.

По формуле (14) определяем предварительную деформацию пружины:

$$s_1 = (0,15 \dots 0,2) s_2 = 0,16 \cdot 0,38 = 0,0608 \text{ мм.}$$

Предварительное усилие определяем по формуле (1):

$$\begin{aligned} F_1 &= \frac{4Es}{(1-\mu^2)YD_1^2} \left[(s_3 - s) \left(s_3 - \frac{s}{2} \right) t + t^3 \right] = \\ &= \frac{4 \cdot 2,06 \cdot 10^5 \cdot 0,08}{(1-0,3^2) \cdot 0,681 \cdot 18^2} \left[(0,5 - 0,08) \left(0,5 - \frac{0,08}{2} \right) 0,7 + 0,7^3 \right] = 157 \text{ Н,} \end{aligned}$$

где $Y = 0,681$ при $\frac{D_1}{D_2} = \frac{18}{9,2} = 1,957$ [4, с. 24].

Максимальное усилие определяем по формуле (2):

$$F_3 = \frac{4Es_3 t^3}{(1-\mu^2)YD_1^2} = \frac{4 \cdot 2,06 \cdot 10^5 \cdot 0,5 \cdot 0,7^3}{(1-0,3^2) \cdot 0,681 \cdot 18^2} = 703,8 \text{ Н.}$$

Рабочий ход пружины:

$$\Delta L_0 = s_2 - s_1 = 0,38 - 0,0608 = 0,3192 \text{ мм.}$$

Рабочий ход пакета выбираем исходя из характеристик большой пружины штатного амортизатора (10 мм). По формуле (19) определяем требуемое количество пружин в пакете:

$$n = \frac{\Delta L_0}{\Delta l_0} = \frac{10}{0,3192} = 31,3.$$

Принимаем $n = 34$.

Подставляя значения в (18), получаем высоту пакета в свободном состоянии:

$$L_0 = n l_0 = 34 \cdot 1,2 = 40,8 \text{ мм.}$$

Согласно ГОСТ 3057-90 количество пружин в пакете для обеспечения их равномерной деформации рекомендуется подбирать, чтобы высота пакета в свободном состоянии не превышала три наружных диаметра пружины.

$$L_0 = 40,8 < 3D_1 = 3 \cdot 18 = 54.$$

Высота пакета при предварительной деформации:

$$L_1 = L_0 - n s_1 = 40,8 - 34 \cdot 0,0608 = 38,1 \text{ мм.}$$

Высота пакета при рабочей деформации:

$$L_2 = L_0 - n s_2 = 40,8 - 34 \cdot 0,38 = 27,9 \text{ мм.}$$

Высота пакета при максимальной деформации:

$$L_3 = L_0 - ns_3 = 40,8 - 34 \cdot 0,5 = 23,8 \text{ мм.}$$

Рабочий ход пакета пружин:

$$\Delta L = L_1 - L_2 = 38,1 - 27,9 = 10,2 \text{ мм.}$$

На рис. 3 изображен пакет № 1 тарельчатых пружин, имеющий близкие значения рабочей нагрузки и деформации с соответствующими значениями большой пружины амортизатора.

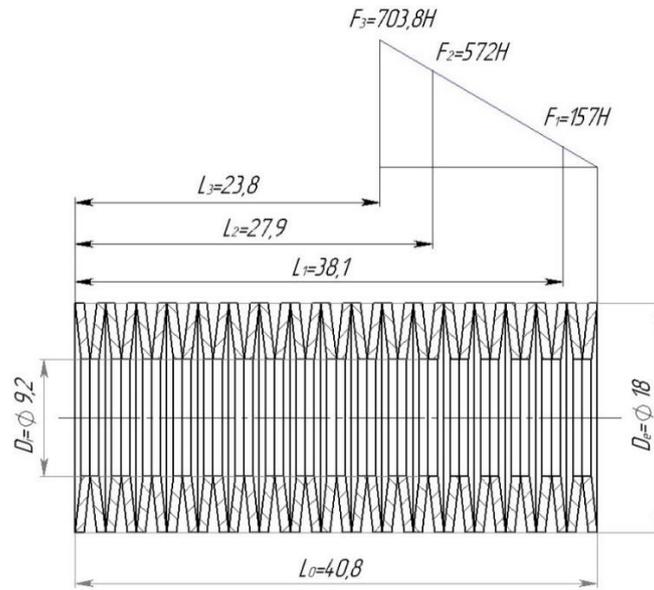


Рис. 3. Пакет № 1 тарельчатых пружин (большая пружина)

3.2. Расчет параметров пакета тарельчатых пружин № 2 (малая пружина).

Так как сборка последовательная, то пакет тарельчатых пружин № 2 обладает характеристиками пакета тарельчатых пружин № 1, за исключением высоты пакета. Рабочий ход пакета выбираем исходя из характеристик малой пружины штатного амортизатора (6 мм). По формуле (19) определяем требуемое количество пружин в пакете:

$$n = \frac{\Delta L_0}{\Delta l_0} = \frac{6}{0,3} = 20.$$

Принимаем $n = 20$.

Подставляя значения в (18), получаем высоту пакета в свободном состоянии:

$$L_0 = nl_0 = 20 \cdot 1,2 = 24 \text{ мм.}$$

Согласно ГОСТ 3057-90 количество пружин в пакете для обеспечения их равномерной деформации рекомендуется подбирать, чтобы высота пакета в свободном состоянии не превышала три наружных диаметра пружины.

$$L_0 = 24 < 3D_1 = 3 \cdot 18 = 54.$$

Высота пакета при предварительной деформации:

$$L_1 = L_0 - ns_1 = 24 - 20 \cdot 0,08 = 22,4 \text{ мм.}$$

Высота пакета при рабочей деформации:

$$L_2 = L_0 - ns_2 = 24 - 20 \cdot 0,38 = 16,4 \text{ мм.}$$

Высота пакета при максимальной деформации:

$$L_3 = L_0 - ns_3 = 24 - 20 \cdot 0,5 = 14 \text{ мм.}$$

Рабочий ход пакета пружин:

$$\Delta L = L_1 - L_2 = 22,4 - 16,4 = 6 \text{ мм.}$$

На рис. 4 изображен пакет № 2 тарельчатых пружин, имеющий близкие значения рабочей нагрузки и деформации со значениями малой пружины амортизатора.

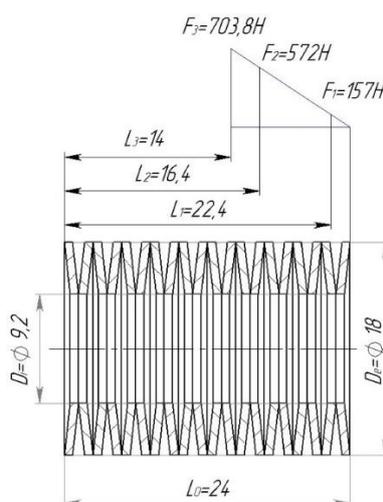


Рис. 4. Пакет № 2 тарельчатых пружин (малая пружина)

Выводы.

Широкое применение тарельчатых пружин обусловлено большой номенклатурой изделий и возможностью осуществлять сборку их в пакеты, что позволяет получить заданные силовые и геометрические характеристики упругого элемента. Тарельчатые пружины имеют малые деформации при больших нагрузках. Это позволяет уменьшить массу и габариты амортизационных систем. Изложенная методика предназначена для расчета и конструирования новых эффективных систем амортизации и пакетов тарельчатых пружин.

ЛИТЕРАТУРА

1. Курендаш, Р. С. Конструирование пружин. – 1958. – 109 с.
2. Радчик, А. С., Буртковский, И. И. Пружины и рессоры. – 1973. – 120 с.
3. ГОСТ 3057-90. Пружины тарельчатые. Общие технические условия. Введен 01.07.91. – М: Изд-во стандартов, 1990. – 37 с.
4. DIN 2093. Dimensions and quality of conical disk springs. – January, 1992. – 11 p.
5. Изготовление тарельчатых пружин [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.szzmk.ru/produkts/pruzhiny/tarelchatye-pruzhiny>. – Дата доступа: 03.01.2019.

Поступила 10.12.2023

О ПРОЛЕГОМЕНАХ КИНЕТИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ МАШИН И ПРИБОРОВ

ВОЛЬФРИДА НИКОЛАЕВИЧА ТРЕЙЕРА

1. Белорусский государственная академия авиации, Минск, Беларусь
2. Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь
3. ООО «Стримцентр», Минск, Беларусь

Предлагается продолжить забытые работы В. Н. Трейера по обеспечению надежности деталей машин и приборов, потому что использованный в них подход изучения кинетики отказов хорошо показал себя в радиоэлектронике.

Введение. Важность проблемы обеспечения и повышения надежности машин и приборов не вызывает сомнений. Решением этой проблемы инженеры занялись с момента появления первой машины или прибора. С течением времени наработки в этой области распространились на радиоэлектронные приборы и аппараты. Прогнозирование надежности и долговечности машин и их деталей чаще всего проводилось с помощью усталостных испытаний деталей на долговечность. Исследования в этой области выполняли специалисты-механики. Прогнозирование же надежности радио и микроэлектронной аппаратуры с помощью ускоренных форсированных испытаний на надежность развивали специалисты-радиоэлектроники. Ниже рассмотрены наиболее интересные достижения как радиоэлектроников, так и механиков.

Основная часть.

1. Прогнозирование надежности радио- и микроэлектроники. Особый прогресс по обеспечению и прогнозированию надежности этих объектов был достигнут в 1960-х годах в части надежности микроэлектронных приборов [1–4], что в будущем помогло создать высоконадежные микроэлектронные чипы, число компонентов которых во много раз *превышает* число деталей в машине. Этот прогресс был достигнут за счет особого подхода к надежности, названного физикой отказов. В 1975 году в СССР был издан указатель зарубежной и советской литературы [5] по физике отказов.

Методы физики отказов полагают, что пересчет результатов ускоренных форсированных испытаний прибора или микроэлектронного элемента на нормальные условия эксплуатации осуществляются путем построения линий Аррениуса (рис. 1).

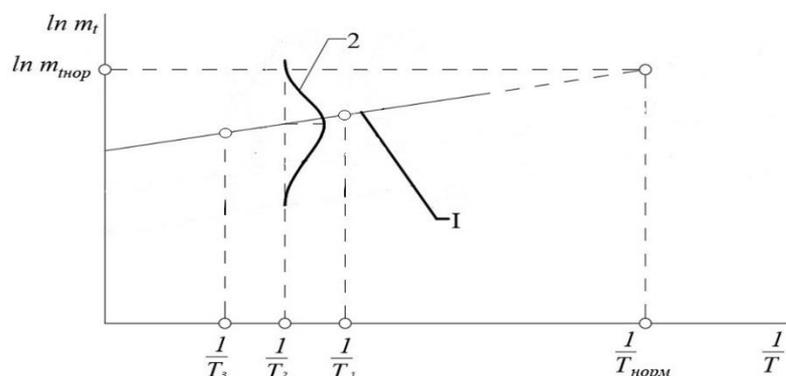


Рис. 1. Линия Аррениуса для медианной наработки

При этом полагается, что время t_{χ} , прошедшее с начала эксплуатации элемента при некоторой абсолютной температуре T , до момента, при котором процент отказов равен некоторому заданному числу χ , обратно пропорционально скорости v физико-химического процесса, вызывающего отказ объекта. Таким образом, при некоторых постоянных B_{χ}, A_0, E, G

$$t_{\chi} = \frac{B_{\chi}}{V}, \quad (1)$$

где

$$V = A_0 \exp\left(-\frac{E}{GT}\right). \quad (2)$$

Выражение (2) представляет собой зависимость скорости v химической реакции износа объекта от температуры T (в градусах Кельвина) и называется уравнением Аррениуса. В нем E – это введенное Сванте Аррениусом понятие энергии активации, а G – универсальная газовая постоянная (константа, численно равная работе расширения одного моля идеального газа в изобарном процессе при увеличении температуры на 1 градус Кельвина).

Энергия активации E в свою очередь – это эмпирически определяемый параметр, характеризующий показательную зависимость константы скорости реакции от температуры (выражается в джоулях на моль).

Логарифмируя (1) после подстановки в него (2), получим уравнение линии Аррениуса при некотором проценте отказов χ :

$$\ln t_{\kappa} = \ln \frac{B_{\kappa}}{A_0} + \frac{E}{G} \cdot \frac{1}{N}. \quad (3)$$

На рис. 1 показана линия Аррениуса, построенная для трех температур испытаний T_1, T_2 и T_3 ($T_3 > T_2 > T_1$), по которой можно прогнозировать $m_{\text{норм}}$ – среднюю наработку до отказа при проценте отказов $\chi = 50\%$ (медианную наработку, как ее принято именовать в американской литературе [1; 4]) объекта при нормальной температуре эксплуатации $T_{\text{норм}}$.

При этом на рис. 1 линия Аррениуса помечена цифрой 1, а плотность распределения наработки до отказа при температуре T_2 – цифрой 2. Для оценки с помощью линии Аррениуса характеристики m_t распределения времени работы объекта до отказа, соответствующей нормальным условиям эксплуатации, такие же характеристики для каждой из температур ускоренных испытаний отмечаются точками в координатах $\left(\ln t, \frac{1}{T}\right)$.

Затем через полученные точки проводится прямая (линия Аррениуса) (3). Далее эта линия продляется в область нормальных температур $T_{\text{норм}}$.

2. Прогнозирование надежности и долговечности машин и их деталей с помощью усталостных испытаний на долговечность. На наш взгляд, особый интерес в этой области представляют собой работы В. Н. Трейера, который еще в 1931 году [6] занялся проблемой оценки надежности и долговечности деталей машин в нормальных условиях эксплуатации с помощью ускоренных форсированных их испытаний и системно изложил их в 1964 году в монографии [7]. Развитие своих идей, заложенных в [6], В. Н. Трейер продолжил в работах [7–14]. При этом проведенные им исследования общих причин и закономерностей

развития отказов позволили ему создать стройную теорию, которую сам В. Н. Трейер назвал кинетической теорией долговечности и надежности маши и приборов [12–14]. Большое внимание в этой теории В. Н. Трейер уделял аргументации всеобщности ее пролегомен [13], под которыми он понимал рассуждения, формулирующие исходные понятия и дающих предварительные сведения о теории.

Согласно этой теории долговечность (расчетный срок службы T_{cc}) деталей машин и приборов (ДМП) определяется формулой [4]

$$T_{cc} = \tau_0 \left(1 + \frac{U_0 - \gamma X}{fkT} \right)^f, \quad (4)$$

где f – частота энергетических флуктуаций, порожденных активацией тепловых колебаний атомов материала ДМП;

τ_0 – длительность сублимации;

U_0 – энергия сублимации (сублимация или возгонка – это переход вещества из твердого состояния в газообразное без пребывания в жидком состоянии);

X – напряженность эксплуатационного (нагрузочного) воздействия; воздействия;

γ – коэффициент приведения X к его энергетическому эквиваленту;

T – температура в градусах Кельвина;

k – постоянная Больцмана.

При этом выражение (4) вытекает из следующих температурно-временных соотношений:

$$fkTT_{cc} = \gamma XT_{cc} = \tau_0 U_0 = const. \quad (5)$$

Если c_1 – скорость реакции материала на воздействие X_1 при соответствующем значении температуры T_1 , выдерживаемая материалом лишь в течение времени $(T_{cc})_1$, где

$$X_1 / (T_{cc})_1 = c_1, \quad (6)$$

то температурно-временные соотношения (5) приводят к общеизвестной формуле скорости протекания физико-химических реакций Сванте Аррениуса (у В. Н. Трейера – формуле химической кинетики о скоростях течения реакций) (2), которая у В. Н. Трейера в (13) записана в виде

$$c_1 = c_0 \exp\left(-\frac{B}{T_1}\right), \quad (7)$$

в которой c_0 и B – параметры, характеризующие физическое состояние реальных ДМП при предельно-высоких допустимых скоростях c_1 течения в них термоактивационных процессов, принимаемых за основу при оценке их долговечности [12] (в [14] – работоспособности).

В [14] была сделана попытка применить идеи В. Н. Трейера к изделиям радиоэлектроники – конденсаторам. Для этого определялось значение такой величины предельно-форсированной нагрузки X_f , которая не выводила бы объект испытаний из течения физических явлений, протекающих в объекте в нормальных эксплуатационных условиях работы [14].

Другими словами, В. Н. Трейер добивался автоточности (одинаковости) течения процесса износа детали в нормальных условиях и условиях испытаний. Значение X_f В. Н. Трейер определял [14] при помощи ступенчатого нагружения объекта испытания методом суммирования частей утраты его ресурса под разными по величине нагрузками. При этом считалось, что разные нагрузки связаны соотношением

$$X = X_f \left(\frac{t_{mf}}{t_m} \right)^{1/k_1}, \quad (8)$$

где X и X_f – эксплуатационное расчетное и форсированное нагрузочные воздействия;

t_m и t_{mf} – соответственно медианные сроки службы;

k_1 – некоторый коэффициент, принимаемый ориентировочно с последующим его уточнением.

Согласно [14] допускаемая вероятность отказа испытуемого объекта $q(t)$ равна

$$q(t) = \exp(-at^{-b}), \quad (9)$$

где a и b – параметры распределения (9), определяемые опытным путем. Тогда расчетный срок службы T_{cc} испытуемого объекта (детали) равен

$$T_{cc} = \frac{t_{mf}}{z} \left(\frac{X_t}{X} \right), \quad (10)$$

где

$$z = \left[\frac{\lg q(t)}{\lg 0,5} \right]^{1/b}. \quad (11)$$

Анализируя формулу (9), несложно заметить, что она является модификацией формулы общеизвестного экспоненциального распределения, в которой время t в отличие от общеизвестной формулы возводится в степень « $-b$ ».

Определяемая опытным путем предельно допустимая форсированная нагрузка X_f при ступенчатом нагружении рассчитывается как [14]

$$X_f = \left(\sum_{s=1}^n \frac{t_s X_s^k}{t_{mf}} \right)^{1/k_1}, \quad (12)$$

где t_s и X_s – соответственно длительность выдержки на s -й ступени нагружения и нагрузка на этой ступени при общем числе ступеней n . Таким образом в [14] была показана возможность применения в радиоэлектронике идей В. Н. Трейера, разработанных им для механики.

Заключение. Анализ наиболее интересных работ в области прогнозирования надежности объектов радиоэлектроники (п. 1 этой статьи) и механики (п. 2) показывает общность примененного в них подхода – исследование кинетики отказов. Поскольку этот подход хорошо показал себя в радиоэлектронике, на наш взгляд следует продолжить развитие идей В. Н. Трейера для обеспечения надежности деталей машин и приборов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Nelson, W. Graphical analysis of accelerated life test data with a mix of failure modes/ W. Nelson // IEEE Transactions on Reliability. – 1975. – Vol. R-24. – No. 4. – P. 230–237.
2. Сотсков, Б. С. Физика отказов и определение интенсивности отказов / Б. С. Сотсков // О надежности сложных технических систем: сб. науч. трудов. – М.: Советское Радио, 1966. – 324 с. – С. 289–306.
3. Гречин, Д. Н. Подход к оценке надежности интегральных схем на основе изучения физики отказов / Д. Н. Гречин // Технические средства управления и вопросы их надежности: сб. статей / Памяти чл.-кор. АН СССР Б. С. Сотскова / АН СССР; М-во приборостроения, средств автоматизации и систем управления СССР; Ин-т проблем управления (автоматики и телемеханики). – М.: Наука, 1974. – 207 с. – С. 171–178.
4. Vaccaro, J. Semiconductor reliability within the U. S. Department of defence / J. Vaccaro // Proceedings of the IEEE. – 1974. – Vol. 62. – No. 2. – P. 162–184.
5. Физика отказов: (Указ. рус. и иностр. литературы) / сост.: Е. О. Вильдт, В. В. Яшина / науч. ред. И. Е. Декабрун, Б. И. Филипович. – М.: АН СССР, Библиотека по естественным наукам, Библиотека технической литературы, 1975. – 69 с.
6. Трейер, В. Н. Шарико- и роликоподшипники в автомобиле и тракторе: руководство по монтажу и уходу для техников и механиков / В. Н. Трейер. – М.-Л.: Государственное издательство сельскохозяйственной и колхозно-кооперативной литературы, 1931. – 59 с.
7. Трейер, В. Н. Теория надежности и долговечности машин / В. Н. Трейер. – Минск : Наука и техника, 1964. – 136 с.
8. Трейер, В. Н. Основные вопросы теории долговечности машин / В. Н. Трейер. – Труды Таллинского политехнического института, серия А. – № 42 – Таллин: Эстон. гос. изд., 1953. – 31 с.
9. Трейер, В. Н. О методике исследования и расчета долговечности машин и их деталей / В. Н. Трейер. – Труды Таллинского политехнического института, серия А. – № 49. – Таллин: Эстон. гос. изд., 1953. – 31 с.
10. Трейер, В. Н. Расчеты деталей машин на долговечность / В. Н. Трейер. – М.: Машгиз, 1956. – 134 с.
11. Трейер, В. Н. Совмещенный расчет надежности и долговечности механизмов радиоэлектронной аппаратуры: Пособие по вопросам надежности и долговечности, предусмотренным программами по курсам «Конструирование механизмов радиоэлектронной аппаратуры» и «Механика» / В. Н. Трейер. – Минск : МРТИ, 1970. – 49 с.
12. Трейер, В. Н. Кинетические основы теории надежности и долговечности машин и приборов / В. Н. Трейер // Доклады АН БССР. – 1974. – Т. 18. – № 4. – С. 333–336.
13. Трейер, В. Н. Аргументация всеобщности пролегомен кинетической теории надежности и долговечности машин и приборов / В. Н. Трейер // Доклады АН БССР. – 1976. – Т. 20. – № 2. – С. 130–133.
14. Трейер, В. Н. Ускоренное испытание керамических конденсаторов для совмещенной оценки их надежности и долговечности / В. Н. Трейер, В. С. Рыбов // Доклады АН БССР. – 1974. – Т. 18. – № 5. – С. 425–427.

Поступила 04.10.2023

ИССЛЕДОВАНИЕ ИНФОРМАТИВНОСТИ МЕТОДОВ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ И АНАЛИЗА ВИБРОАКУСТИЧЕСКИХ СИГНАЛОВ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

УО «Брестский государственный технический университет», Брест, Беларусь

В статье приведен анализ информативности методов представления и анализа виброакустических сигналов диагностирования зубчатых передач: амплитудно-частотный анализ, анализ боковых полос, синхронный анализ колебательного сигнала и поворота валов привода, время-частотный анализ. Каждый из них представляет определенный набор анализируемой информации, что позволяет решать определенные задачи диагностики многовальных приводов на основе зубчатых передач. Дальнейшее развитие существующих методов представления и анализа виброакустических сигналов позволит совершенствовать процедуру диагностирования зубчатых передач и повысить ее информативность путем реализации нестандартных алгоритмов обработки данных.

Введение. Развитие прикладных математических методов анализа дискретных рядов определило возможность их использования для анализа как вибрационных, так и акустических сигналов, сопровождающих работу многовальных приводов на основе зубчатых передач. Для успешного решения задач диагностики недостаточно провести качественное измерение виброакустических процессов и их первичный спектральный анализ, используя его возможности как наиболее изученного и реализованного практически во всех современных контрольно-диагностических комплексах.

Постановка задачи. На сегодняшний день при анализе поступающих виброакустических сигналов в процессе диагностики наиболее часто используются следующие методы:

- амплитудно-частотный анализ;
- анализ боковых полос;
- синхронный анализ колебательного сигнала и поворота валов привода;
- время-частотный анализ.

Каждый из приведенных методов представления и анализа виброакустических сигналов успешно решает поставленные перед ним задачи, но при этом необходим высококвалифицированный специалист-диагност, что вносит в процедуру субъективность. Это обуславливает необходимость применения синтеза классических методов анализа параметров шума, вибрации, погрешностей угловых движений, упругих деформаций зубьев и современных математических методов обработки поступающей информации.

Основная часть. Приведем примеры применения отмеченных методов представления и анализа виброакустических сигналов, демонстрирующие их возможности и информативность для задач диагностики многовальных приводов на основе зубчатых передач:

1. Для анализа колебательных процессов часто используются временное представление и амплитудно-частотный анализ (рис. 1), которые являются наиболее распространенными методами. Они основаны на математических принципах, которые хорошо изучены и применяются в современных средствах контроля и диагностики. Для диагностирования периодических колебаний часто используется процедура преобразования Фурье, которая позволяет оценить состав и амплитуду характерных частот, генерируемых механическим приводом, и отслеживать их изменение. Это является важным критерием для оценки состояния зубчатых колес.

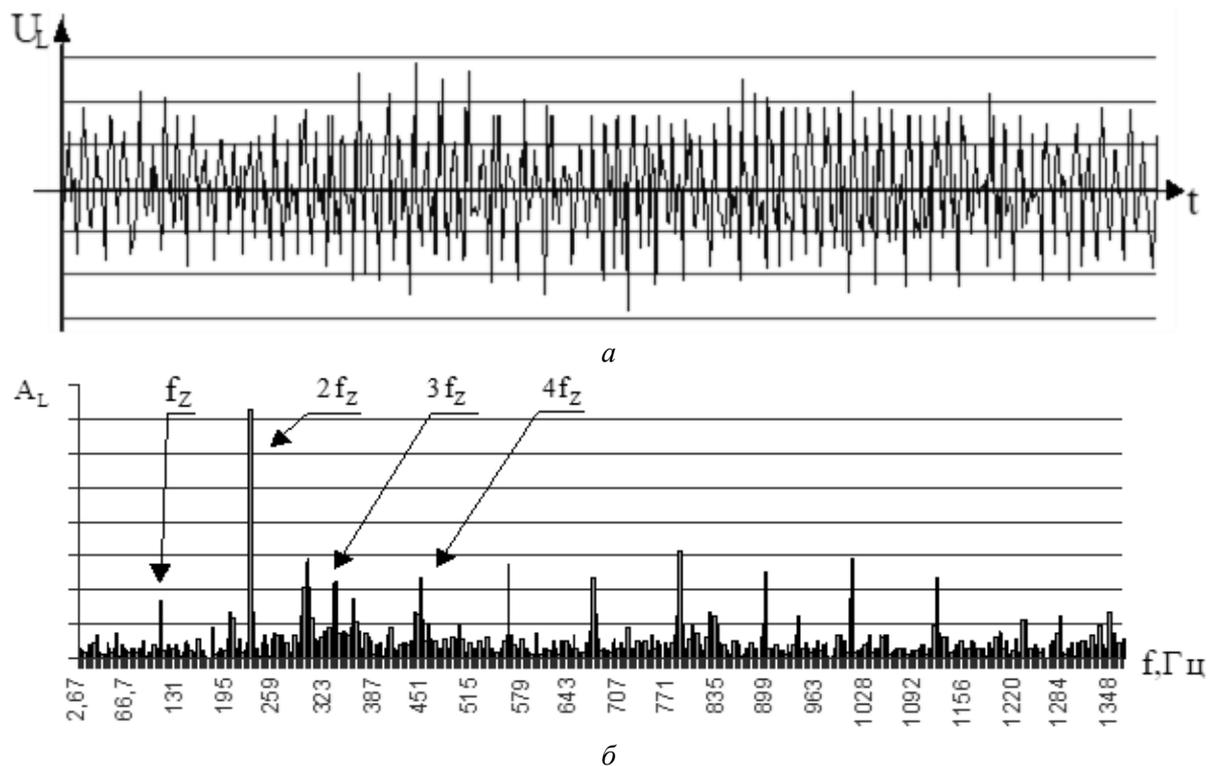


Рис. 1. Временная (а) и амплитудно-частотная (б) характеристики колебаний пары зубчатых колес

Амплитудно-частотный метод диагностики зубчатых механических приводов и систем является достаточно информативным, однако при большом количестве источников звуковой активности требуется опытный специалист-диагност, который сможет определить характеристики каждого элемента объекта и поставить соответствующий диагноз. Поэтому при диагностировании сложных механических систем на основе зубчатых передач необходимо использовать данный способ диагностирования в сочетании с другими методами преобразования, описанными ниже.

2. Анализ боковых полос [1–3] на спектральных характеристиках (рис. 2), является одним из самых простых, надежных и наиболее часто практикуемых способов диагностирования. Объектами анализа выступают классические спектры как вибрационного, так и акустического сигнала. Частотные модуляции слева и справа от гармоники зубцовой частоты и более высоких гармоник выступают в качестве критериев постановки диагноза. По мере развития дефекта наблюдается увеличение амплитуд частотных модуляций, что лежит в основе формирования обоснованных диагностических признаков, а так как их математическая основа достаточно хорошо изучена, то это дает возможность успешного использования автоматизированных методов их идентификации. Эффективность метода анализа боковых полос на спектральных характеристиках непосредственно зависит от частотного разрешения анализируемого спектра и динамического диапазона измерительных средств.

Одним из немаловажных недостатков данного метода является его чувствительность к условиям проведения измерений – состав боковых полос существенно зависит от места расположения средств измерения. Кроме того, на стадии зарождения дефекта анализ боковых полос существенно затрудняется акустической активностью других элементов механической системы, вносящих итоговый вклад в ее формирование. Локализация отдельных дефектов и определение их типа при таком способе анализа затруднены.

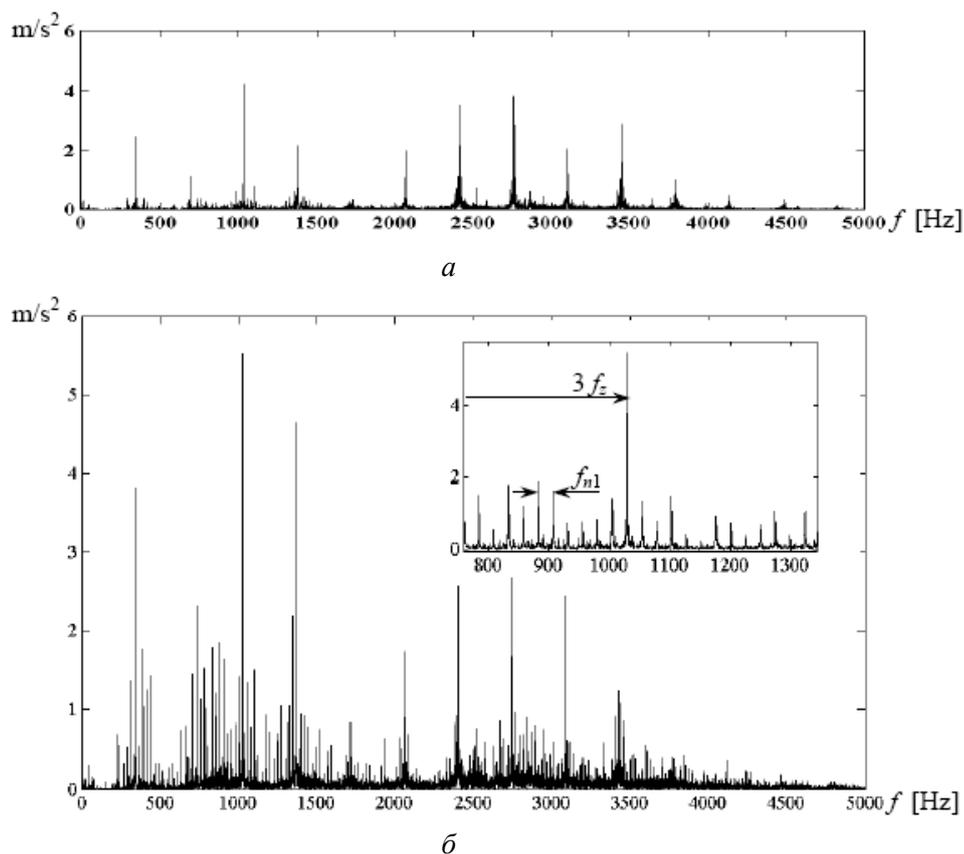


Рис. 2. Спектры вибраций исправной передачи (а) и с дефектом (б)

3. Синхронный анализ используется для разделения колебательных сигналов, которые создаются отдельными элементами привода, расположенными на различных осях и имеющими разную угловую скорость [4–7]. Суть метода заключается в том, что при суммировании реализаций сигналов на n периодах детерминированной составляющей процесса ее амплитуда растет пропорционально n , следовательно, энергия растет пропорционально n^2 , в то время как дисперсия суммы случайных компонент равна сумме дисперсий $n \cdot z^2$, если время усреднения T больше интервала корреляции шума [4]. Таким образом, отношение сигнал/помеха на выходе синхронного накопителя равно $E_c / E_{ш} = n \cdot (A^2 / z^2)$, что в n раз превышает то же отношение на входе устройства [4]. Использование метода позволяет существенно увеличить точность определения местоположения дефектных элементов.

В [6; 8] описана методика практической реализации синхронного анализа колебательных сигналов, а пример ее использования приведен на рис. 3 и 4.

Таким образом, местный дефект зуба, который трудно обнаружить по акустическому сигналу в определенный момент времени, явно виден на созданной характеристике диагностируемого вала после проведения синхронного анализа в виде резкого всплеска характеристики [4].

Характеристики плавности работы, кинематической точности, вид погрешности профиля и величину радиального биения зубчатого венца можно оценить, проведя анализ сигнала кинематической погрешности, формируемого элементами исследуемого вала (рис. 4, б). На рис. 4, а представлена исходная характеристика, не позволяющая это сделать.

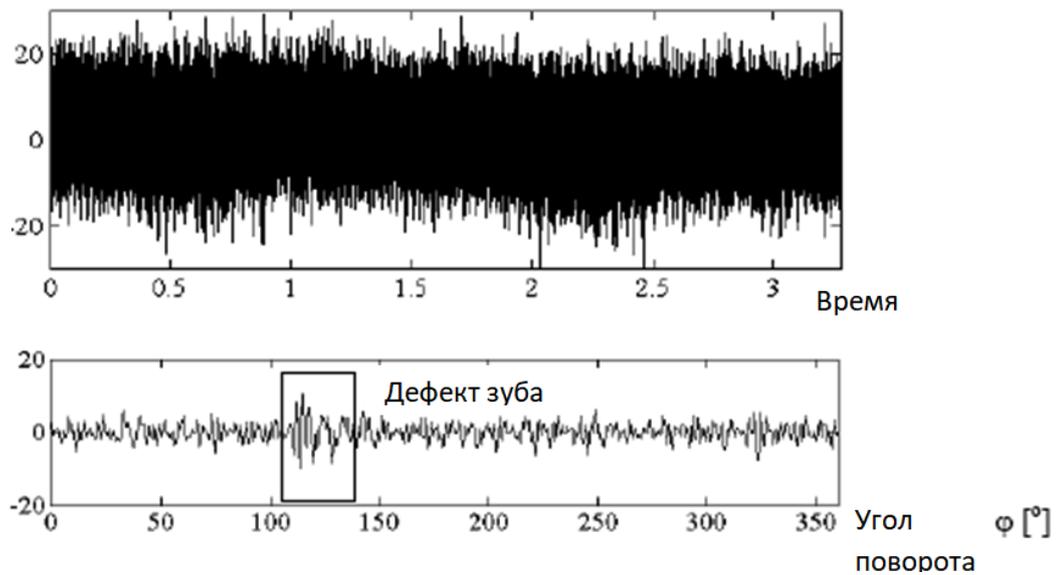


Рис. 3. Вибрационный сигнал во временном базисе и при синхронном измерении в зависимости от угла поворота вала

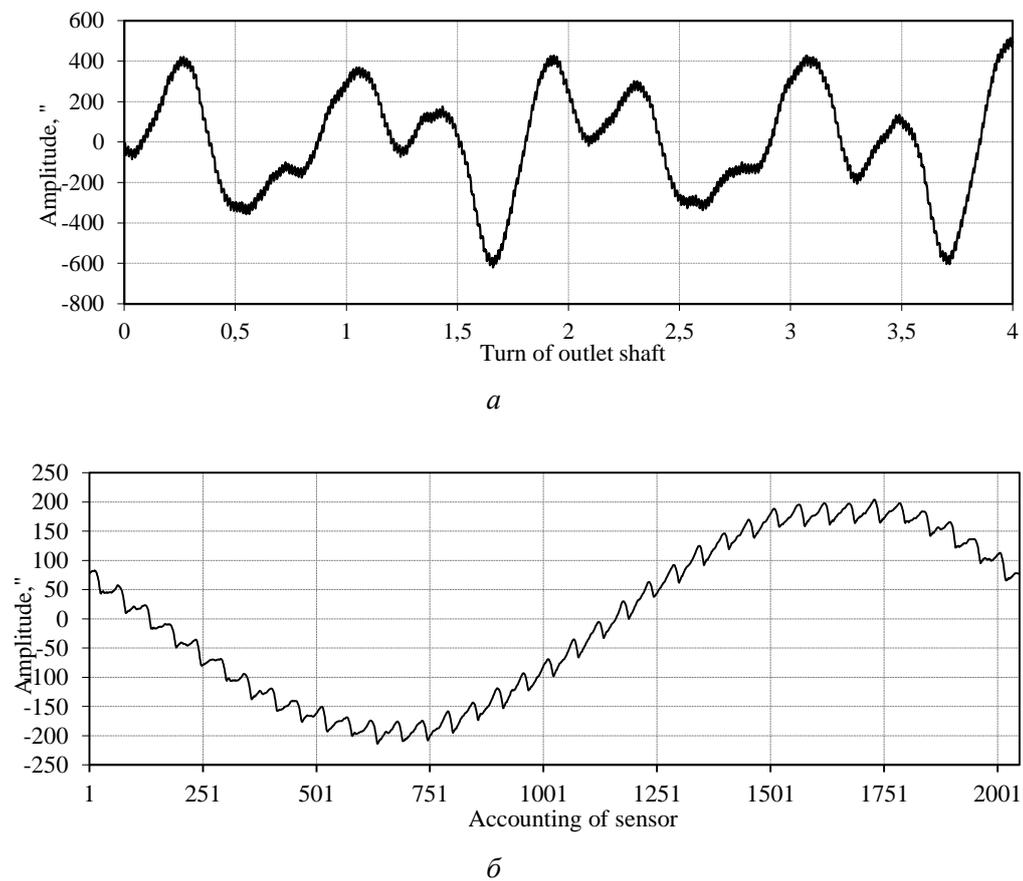


Рис. 4. Сигнал кинематической погрешности во временном базисе и при синхронном анализе в зависимости от угла поворота вала [4]

4. Преобразование Фурье позволяет представить виброакустический сигнал в виде суммы гармоник различной частоты, но не позволяет проследить за его изменениями во

времени ввиду растянутости на бесконечном интервале. Чтобы проследить за переменными анализируемого сигнала, необходимо разбить его на небольшие одинаковые временные промежутки и разнести их по времени. Для этого можно применить вейвлет-анализ, математические особенности которого приведены в работах [9–13].

Кратковременное Фурье-преобразование, в ходе которого сигнал разбивается на короткие временные отрезки посредством оконной функции $g(t)$, а затем определяется их частотное содержание посредством Фурье-преобразования, является одним из наиболее распространенных видов время-частотного преобразования [1]:

$$STFT(\tau, f) = \langle x(t), g_{\tau, f}(t) \rangle = \langle x(t), g(t - \tau)e^{-j2\pi ft} \rangle = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t), g(t - \tau)e^{-j2\pi ft} dt.$$

Спектрограмма, являясь графической интерпретацией $STFT$, содержит в себе информацию о распределении энергии сигнала по времени и частоте (рис. 5).

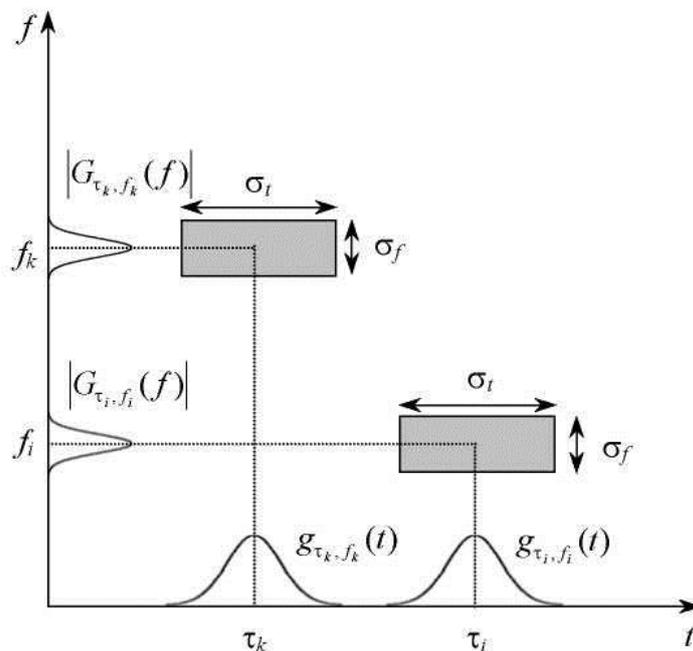


Рис. 5. Графическое отображение кратковременного Фурье-преобразования

Одним из недостатков, ограничивающим применяемость кратковременного Фурье-преобразования для анализа медленно изменяющихся частотных процессов, является тесная взаимосвязь между разрешением по частотной σ_f и временной σ_t осям.

Использование вейвлет-функция $\psi(t)$ позволяет устранить данный недостаток:

$$\|\psi\| = \left(\int_{-\infty}^{+\infty} |\psi(t)|^2 dt \right)^{1/2} = 1, \quad \psi(0) = \int_{-\infty}^{+\infty} \psi(\tau) d\tau = 0,$$

$$\psi_{\tau, s}(t) = \frac{1}{\sqrt{s}} \psi\left(\frac{t - \tau}{s}\right), \quad s \in R^+,$$

где S – переменная, влияющая на затухание вейвлет-функции, подбирающаяся таким образом, чтобы выполнялось первое из приведенных условий.

Переменная S , определяющая ширину окна, позволяет производить анализ медленно протекающих процессов при ее значениях больше единицы, а при значениях меньше единицы – высокочастотные быстропротекающие процессы. Используемая вейвлет-функция позволяет определять среднюю частоту, эффективную продолжительность и диапазон частот рассматриваемого колебательного процесса.

Искусственные нейронные сети для задач диагностики. В настоящее время искусственные нейронные сети используются в различных областях деятельности, для решения задач которых классические алгоритмы обработки данных либо не подходят, либо недостаточно эффективны: автоматизация процессов распознавания образов, адаптивное управление, прогнозирование, создание экспертных систем, организация ассоциативной памяти, решение задач технической диагностики и многие другие, что и предопределило их большое распространение.

Искусственные нейронные сети используются для решения следующих задач:

1. Распознавание образов заключается в том, что необходимо соотнести поступающий набор данных к одному из известных классов, например, при идентификации различных типов клеток крови, при определении отпечатков пальцев, при технической диагностике и т. д.

2. Кластеризация данных заключается в том, что происходит объединение поступающего объема данных по заранее оговоренным критериям близости, которые закладываются при построении искусственной нейросетевой модели, например, при сжатии данных, анализе данных и поиске в них закономерностей.

3. Аппроксимация функций нашла применение при имитации работы составных систем, а также при создании алгоритмов управления сложными динамическими процессами, для которых необходимо найти значение Y_i неизвестной функции от аргумента X_i , $i = 1, \dots, n$, удовлетворяющее строго описанным критериям.

4. Задача предсказания применима при прогнозировании состояния объекта в рамках технической диагностики, в системах принятия решений и т. д. При решении данной задачи поступает набор, представляющий собой отображение поведения системы в промежутках времени t_1, t_2, \dots, t_m . Необходимо же по имеющейся подборке спрогнозировать поведение системы в момент времени $t_m + 1$.

Заключение. Таким образом, применение искусственных нейронных сетей совместно с одним из приведенных время-частотных методов представления виброакустических сигналов могут эффективно использоваться для анализа параметров шума, вибрации, погрешностей угловых движений и упругих деформаций зубьев. Это даст возможность совершенствовать процедуру диагностики зубчатых передач и повысить ее информативность путем использования преимуществ, предоставляемых нейросетевыми моделями: высокая степень параллелизма обработки информации, способность к обобщению, адаптация к изменениям окружающей среды, распознавание зашумленных образов, низкий уровень ресурсоемкости и т. д. Данный синтез позволит сформировать новый метод диагностики, который при описанных выше преимуществах для успешно реализованной нейросетевой модели может постоянно прогрессировать путем включения новых диагностических признаков без ущерба к качеству диагностирования многовальных зубчатых приводов. Это даст возможность сократить время, необходимое для обработки поступающей информации, уменьшить требования к специалисту-диагносту и применить искусственную нейросетевую модель для диагностики других подобных объектов, которые имеют схожий процесс формирования анализируемого сигнала.

ЛИТЕРАТУРА

1. Klein U. Merkmalbestimmung an Zahnradgetrieben mittels Wavelet- Transformation und Koeffizientenanalyse. VDI Berichte Nr. 1466. – Düsseldorf: VDI-Verlag, 1999. – S. 461–475.
2. Kolerus J. Zustandsüberwachung von Maschinen. / 3. Erweiterte Auflage, Renningen. – Malsheim: Expert-Verlag, 2000.
3. Reitz K. u. a. Verschleißerkennung an Getriebeverzahnungen mit Hilfe der Körperschallanalyse. // Forschungsbericht AiF-Vorhaben. – Nr. 11554 N/1, RWTH. – Aachen: Institut für Bergwerks- und Hüttenmaschinenkunde, 2000.
4. Драган, А. В. Способы представления виброакустического сигнала для повышения эффективности диагностики зубчатых приводов / А. В. Драган, Д. В. Омесь // Вестник Брестского государственного технического университета. – Серия: Машиностроение. – 2014. – № 4. – С. 49–53.
5. Мониторинг и диагностика роторных машин по вибрации [Электронный ресурс] / А. В. Барков, Н. А. Баркова, А. Ю. Азовцев. – Санкт-Петербург: Официальный сайт, 2014. – Режим доступа: <http://www.vibrotek.com/russian/articles/book/index.htm>.
6. McFadden P. D. Examination of a technique for the early detection of failure in gears by signal processing of the time domain average of the meshing vibration. Mechanical System and Signal Processing, 1(1987)2. – S. 173–183.
7. McFadden P. D., Cook J. G., Forster, L. M. Decomposition of gear vibration signals by the generalised S transform. // Mechanical System and Signal Processing, 13(1999)5. – S. 691–707.
8. Драган, А. В. Оценка плавности работы прямозубой зубчатой передачи по данным кинематического контроля // Вестник Брест. гос. техн. ун-та. – 2000. – № 4. – С. 2–6.
9. Blatter, C. Wavelets – Eine Einführung. Braunschweig / Wiesbaden: Vieweg Verlag, 1998.
10. Boashash, B. Time-Frequency Signal Analysis. – Longman Cheshire, 1992.
11. Cohen L. Time-Frequency Analysis. – NJ, Prentice Hall: Englewood Cliffs, 1995.
12. Howard L. R., Raymond O. W. J. Wavelet Analysis: The Scalable Structure of Information. – Berlin: Springer Verlag, 1998.
13. Mertins A. Signaltheorie. – Stuttgart: Teubner Verlag, 1996.

Поступила 02.11.2023

УДК 629.3

Рынкевич С. А.¹, Сонич О. А.²

МЕТОДИКА ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ СО СЛОЖНЫМ ДВИЖЕНИЕМ ЗВЕНЬЕВ

1. *Белорусско-Российский университет, Могилев, Беларусь*
2. *Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь*

Рассмотрена методика диагностирования технического состояния зубчатых передач автомобильных трансмиссий со сложным движением звеньев. Исследованы причины возникновения дефектов в зубчатых зацеплениях. Разработаны основы диагностики технического состояния этих передач.

Передачи со сложным движением звеньев – это такие зубчатые передачи и зубчатые зацепления, в которых, во-первых, оси колес и шестерен совершают сложные вращательные движения, во-вторых, происходит изменение в процессе износа геометрических параметров профилей зубьев, при этом профили отклоняются от эвольвенты, а линии зацепления трансформируются.

Для своевременного обнаружения неисправностей и дефектов в зубчатых передачах, предупреждения отказов трансмиссий мобильных машин применяются различные

методы диагностирования: метрический, акустический, виброакустический, метод неразрушающего контроля и ряд других.

Виброакустический метод технического диагностирования является одним из самых эффективных. Он состоит в следующем. В подвижных сопряжениях и зацеплениях механизмов трансмиссии энергия, передаваемая от одной детали к другой, и амплитуда вибраций пропорциональны величинам зазора или надлома, количеству трещин и осколков в деталях данной пары или звена. Увеличение или уменьшение зазора вызывает рост ускорения вибраций. Таким образом, измерив ускорение вибрации данного сопряжения и сравнив его с эталонным значением, можно оценить техническое состояние диагностируемого узла. В процессе эксплуатации автомобилей можно по параметрам вибраций установить такой зазор, при котором обеспечивается наилучшая геометрия зацепления, т. е. исправное техническое состояние механизма.

Вибрационная диагностика является одной из наиболее важных задач контроля зубчатых передач, обнаружения дефектов и оценки остаточного ресурса в реальных условиях эксплуатации или в условиях, максимально приближенных к реальным.

Рассмотрим особенности методики вибродиагностики вращающихся элементов трансмиссий мобильных машин, а также технологического оборудования.

При вибродиагностике вращающихся узлов одним из критериев появления дефектов является обнаружение микроударов, создающих импульсные компоненты в сигнале вибрации. При этом наиболее эффективными методами оценки технического состояния таких узлов при периодических ударах – это различные виды спектрального анализа вибрации с накоплением результатов, а при непериодических ударах – анализ изменения формы сигнала или его мощности во времени.

На рис. 1 показан пример анализа виброскорости и виброускорения в подшипниковом узле трансмиссии технологического оборудования строительной-дорожной техники, что происходит при изменении геометрии сложного зубчатого зацепления. На рис. 1 показаны спектры виброакустических параметров. Второй график, построенный в линейном масштабе, малоинформативен, поэтому удобно строить график в логарифмическом масштабе по оси амплитуд (третий график на рис. 1).

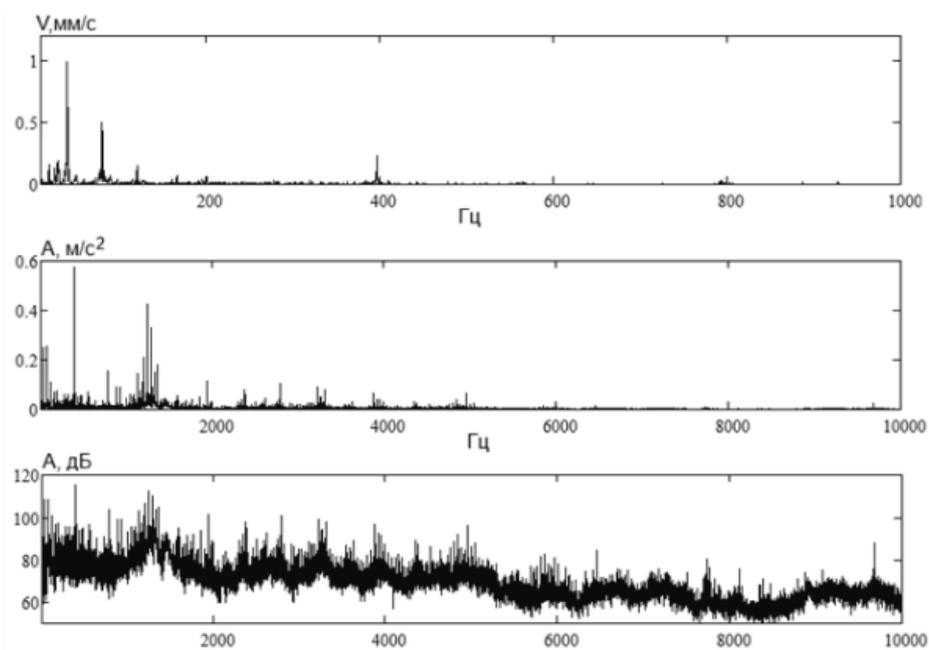


Рис. 1. Спектр виброскорости в мм/с и виброускорения в м/с² в линейном масштабе и тот же спектр в децибелах (дБ) виброускорения

Вибрация, возбуждаемая короткими ударными импульсами, мало изменяет ее спектр, лишь незначительно повышая уровень случайных составляющих в широком диапазоне частот. Обнаруживаются ударные импульсы по форме высокочастотной вибрации, как это показано на первом графике рис. 2. Более наглядной для анализа является огибающая высокочастотного сигнала, отражающая изменение мощности сигнала (второй график). Если характер ударов является периодическим, то для анализа можно использовать спектр огибающей (третий график).

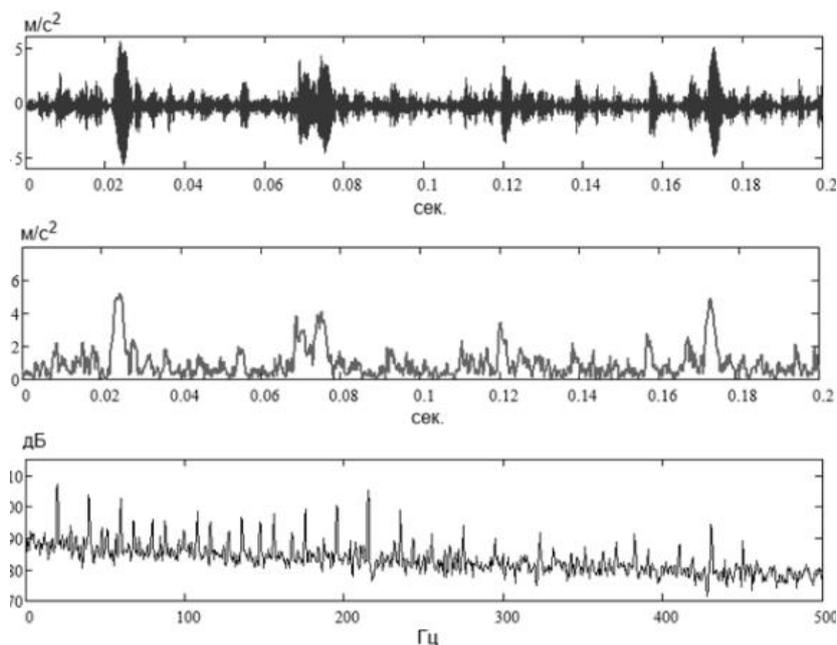


Рис. 2. Форма сигнала вибрации на выходе широкополосного фильтра (первый график), форма ее огибающей (второй график) и спектр огибающей (третий график)

Измерение спектров виброакустических сигналов, включая низкие и средние частоты, а также пиковых значений и спектров огибающих высокочастотной вибрации в опорах и подшипниковых узлах позволяет обнаружить большинство дефектов до того, как они станут опасными.

Рассмотрим особенности вибродиагностики зарождающихся дефектов. Колебательные силы, возбуждаемые дефектом на стадии зарождения, настолько малы, что практически не изменяют уровень низкочастотной вибрации в контрольных точках измерения. Однако здесь имеется возможность выделить составляющие вибросигналов, близко расположенных к месту приложения колебательных сил.

Особенностью диагностики зарождающихся дефектов в технологическом оборудовании является то, что она требует измерения и анализа вибрации в широком диапазоне частот с большим числом контрольных точек с выбором оптимального направления измерения, причем на установившем режиме работы оборудования. Поскольку развитие зарождающихся дефектов происходит медленно, интервалы между измерениями можно делать большими и проводить их можно последовательно с использованием переносных средств измерения вибрации, а обработку результатов осуществлять в лабораторных условиях. Для виброизмерений можно использовать многоканальные переносные системы автоматизированной диагностики или мобильные виброанализаторы для полной диагностики опасных дефектов.

Рассмотрим особенности оперативной вибродиагностики опасных дефектов в режиме реального времени. Первой особенностью оперативной вибродиагностики является ее выполнение в режиме реального времени, при этом к ней предъявляется требование быстроедействие при высокой достоверности постановки технического диагноза при обнаружении дефектов и отказов. Такая диагностика может быть реализована при параллельном измерении и анализе вибросигналов в ряде контрольных точек. При этом используются многоканальные on-line анализаторы вибрационных сигналов и тока с максимальной скоростью реакции на изменение состояния вращающихся элементов.

Другой особенностью оперативной вибродиагностики является необходимость применения компромиссного подхода между высокой скоростью измерения и глубины получаемого технического диагноза. Здесь необходим переход на обнаружение неисправностей и дефектов не с момента их зарождения, а с того момента, когда дефект начинает реально влиять на техническое состояние и работоспособность объекта.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рынкевич, С. А. Концептуальные основы диагностики гидрофицированных трансмиссий карьерной техники / С. А. Рынкевич // Наземные транспортно-технологические комплексы и средства. Материалы международной научно-технической конференции. Сборник трудов. – Тюмень, – 2018. – С. 237–241.

2. Рынкевич, С. А. Автоматизация диагностирования механических и гидромеханических трансмиссий / С. А. Рынкевич // Автотракторостроение и автомобильный транспорт: сборник научных трудов в 2-х томах / Белорусский национальный технический университет; редкол.: отв. ред. Д. В. Капский [и др.]. – Минск : БНТУ, 2020. – Т. 1. – С. 46–50.

Поступила 02.11.2023

УДК 629.373.3

Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н.

ВЫБОР КОНСТРУКТИВНОЙ СХЕМЫ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕЙ ХОДОВОЙ СИСТЕМЫ НАЗЕМНОГО ДРОНА

Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

В статье выполнен обзор перспектив развития беспилотной наземной техники различного назначения. Рассмотрены области практического применения проектируемого беспилотного наземного аппарата, использующего колесно-шагающую ходовую систему. Описаны варианты конструктивной схемы колесно-шагающей ходовой системы, предназначенной для беспилотной наземной техники.

Беспилотные сухопутные аппараты (наземные дроны) – транспортные средства, перемещающиеся по поверхности Земли (или поверхности небесного тела), выполняющие свои функции без присутствия на борту человека-оператора. Беспилотная сухопутная техника применяется [1; 2]:

- в космических исследованиях (аппараты-планетоходы);
- в сельском хозяйстве при использовании технологий точного земледелия (механическая обработка почвы с использованием минеральных удобрений, применение химических средств защиты растений, полив выращиваемых культур, различные технологические этапы при уборке урожая);

- в качестве технического обеспечения функционирования системы образования (роботы-андроиды в музеях, выставочных комплексах и при проведении научных конференций);
- в горнорудной и добывающей промышленности (геологическая разведка полезных ископаемых, добыча руды открытым и шахтным способами, перевозка рудного концентрата после обогащения);
- для нужд коммунального хозяйства и при организации быта в личных домохозяйствах (косилки газонов, роботы для уборки помещений, мытья окон и исполнения поручений по дому);
- для работы в условиях чрезвычайных ситуаций техногенного и природного характера (дроны для тушения пожаров при биологическом, химическом или радиационном заражении, при поиске людей под завалами зданий после землетрясений или в условиях военного конфликта);
- при боевых действиях (роботы для обезвреживания неразорвавшихся боеприпасов, разминирования территорий, доставки грузов, поражения живой силы и техники противника, эвакуации раненых и прочее);
- для осуществления различных операций торгового и логистического характера (роботы-перевозчики для доставки товаров из складов и магазинов, наземные беспилотные машины при транспортировке на большие расстояния крупных партий грузов).

Беспилотные наземные аппараты (БНА) работают, как правило, при соблюдении следующих основных условий:

1. Анализ окружающей обстановки с помощью видеокамер (работают в разных диапазонах электромагнитного спектра), радара, датчиков химического или радиационного заражения.

2. Постоянная передача информации оператору, другому БНА, управляющей нейросети по радиосвязи или оптоволоконному соединению.

3. БНА военного назначения применяются в сложных дорожных и погодных условиях (рис. 1). Для этих машин необходимы: надежная связь с пунктом управления, высокая проходимость по пересеченной местности, простота в применении и техническом обслуживании.



Рис. 1. Российский гусеничный дрон «Уран-9» на выставке [2]

Тем не менее, многие разработки БНА все еще находятся на стадии компьютерных 3D-моделей (рис. 2) [2]. Следует отметить, что производство беспилотной техники сухопутного назначения находится на начальном этапе своего развития, серьезно отставая по

массовости использования от летающих или морских беспилотников. На данный момент, в мире имеется крупный свободный объем рынка, который следует насытить новыми образцами техники этого перспективного направления.



Рис. 2. Перспективная модель колесного БНА для запуска беспилотного летательного аппарата (БПЛА) от германской компании «Рейнметалл» [2]

Учитывая эти обстоятельства, приоритетное внимание нужно уделить созданию БНА повышенной проходимости, использующих комбинированные ходовые системы (колесно-гусеничного или колесно-шагающего типов), способные к трансформации [3; 4]. Среди перечня перспективных моделей БНА, следует упомянуть китайский наземный дрон военного назначения (рис. 3), обладающий треугольными колесно-гусеничными движителями. На данную комбинированную ходовую систему, можно устанавливать дополнительные узлы и функциональные модули для перевозки грузов [2].



Рис. 3. Китайский колесно-гусеничный военный БНА [2]

На современном этапе, представляется перспективным использование ходовых систем колесно-шагающего типа, сочетающих в себе преимущества этих двух способов передвижения [5; 6]. Созданные в БНТУ опытные образцы колесно-шагающего движителя применялись на мотоблоке (рис. 4). При этом, данная ходовая система продемонстрировала преимущества в проходимости, при сравнении ее с классической колесной системой.

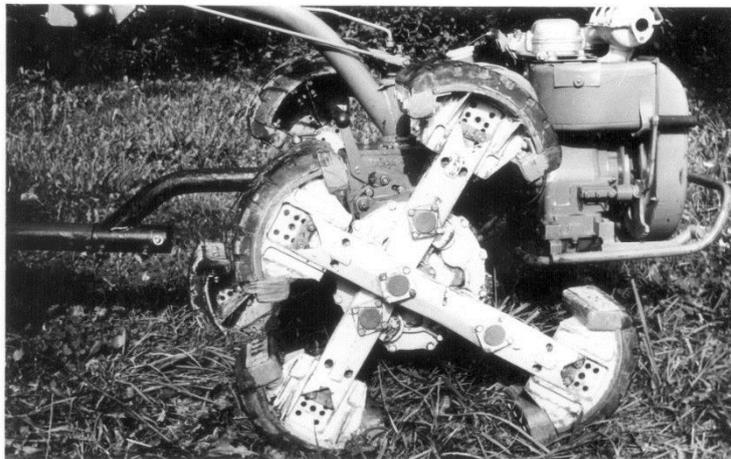


Рис. 4. Колесно-шагающий движитель

Среди причин высокой проходимости колесно-шагающей системы можно назвать дискретность колеи, которая представляет собой цепочку следов. Колесо образует сплошную колею, затрачивает дополнительную энергию на смятие грунта и не способно преодолеть сравнительно невысокие препятствия (траншеи, уступы, камни, бревна), которые колесно-шагающий движитель способен перешагнуть. Данные обстоятельства позволяют применять колесно-шагающий движитель в аграрном и лесопромышленном секторах экономики, для работ по добыче полезных ископаемых, для выполнения различных задач в условиях чрезвычайных ситуаций [3; 5; 6].

Существующие образцы движителя были установлены на мотоблок, который приводился в действие двигателем внутреннего сгорания через сложную механическую передачу [5; 6]. На современном этапе развития производственных технологий, представляется более целесообразным электромеханический привод, когда каждый отдельный колесно-шагающий движитель получает мощность от собственного электродвигателя. Электродвигатели, в свою очередь, получают энергию либо от аккумулятора большой мощности, либо через электрогенератор от двигателя внутреннего сгорания. Таким образом, следует использовать опыт практического применения гибридных силовых установок на автомобильном транспорте, включая электронную систему управления работой движителей.

При разработке конструктивных схем колесно-шагающих ходовых систем для наземных дронов (рис. 5), следует также использовать опыт производства и эксплуатации планетоходов [4], а также специальной техники других областей применения [3]. Тем не менее, обобщая накопленный ранее опыт, следует его творчески сочетать с наиболее передовыми разработками современной мировой промышленности.

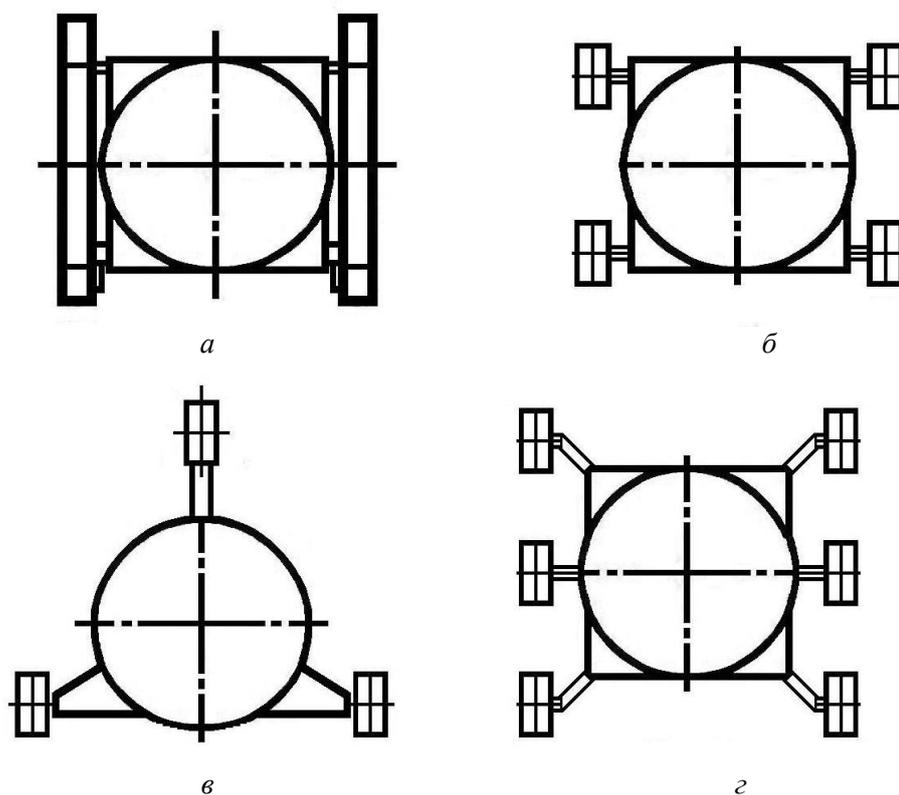


Рис. 5. Конструктивные схемы колесно-шагающих ходовых систем для беспилотных наземных аппаратов различного назначения:
а – комбинированная колесно-шагающая система с гусеницами; *б* – колесно-шагающая система из четырех движителей; *в* – колесно-шагающая система из трех движителей; *г* – колесно-шагающая система из шести движителей

В итоге, можно отметить, что сухопутное направление развития беспилотных машин находится на начальной стадии реализации своего потенциала, заметно уступая по широте применения воздушным и морским беспилотным аппаратам. Данная область рынка современной техники довольно слабо освоена во всем мире, поэтому необходима целевая концентрация производственных и финансовых ресурсов, чтобы обеспечить, в ближайшем будущем, для отечественной промышленности лидирующие позиции в производстве и продаже беспилотных наземных аппаратов различного назначения.

ЛИТЕРАТУРА

1. UAV-BPLA. – Режим доступа: <https://uav-bpla.com/bespilotniki>. – Дата доступа: 02.10.2023.
2. Жуковец В. Н. Повышение проходимости беспилотного наземного аппарата с колесно-шагающей ходовой системой / Вестник Тульского государственного университета. Проблемы и перспективы развития автоматизации технологических процессов: сборник научных трудов Всероссийской научно-технической конференции, посвященной 90-летию лауреата Госпремии СССР, доктора техн. наук, профессора Дмитриева Л. Б., 23 июня 2023 года. – Тула.: Издательство ТулГУ, 2023. – С. 227–233.
3. Котович С. В. Движители специальных транспортных средств. Часть I: Учебное пособие / МАДИ (ГТУ). – М., 2008. – 161 с.
4. Кемурджиан А. Л. Планетоходы. – М.: Машиностроение, 1993. – 400 с.

5. Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н. Колесно-шагающие движители для транспортного средства высокой проходимости // Теоретическая и прикладная механика. Международный научно-технический сборник. – Выпуск 28. – 2013. – С. 228–233.

6. Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н., Комяк И. М., Калина А. А., Давыдов В. С. Шагающие движители – перспективное направление создания агрофильных ходовых систем мобильных машин / Сборник научных трудов «Актуальные вопросы машиноведения». – Выпуск 3. – Минск, 2014. – С. 102–105.

Поступила 02.11.2023

УДК 621.833.5:629.3.038

Скойбеда А. Т., Калина А. А., Жуковец В. Н.

**ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ЗУБЬЕВ НЕКРУГЛОЙ
СИММЕТРИЧНОЙ ВЕДУЩЕЙ ШЕСТЕРНИ В ПРИВОДЕ
КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ**

Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

В статье обоснована рациональная конструкция силового привода колесно-шагающего движителя. Разработана методика расчета конструкции некруглых зубчатых колес, имеющих симметричные геометрические параметры. Вычислена функция переменного передаточного отношения в силовом приводе, созданы трехмерные модели некруглых зубчатых колес.

Изготовленные в БНТУ образцы колесно-шагающего движителя (КШД) осуществляют перемещение комбинированным способом [1]. Одновременно происходит: прокачивание по поверхности опорных башмаков аналогично колесу, осуществляется перемещение ступицы движителя за счет поворота штанг и кривошипов по шагающему принципу. Ходовая система с КШД позволяет наземной технике перешагивать отдельные препятствия (камни, бревна, рывины, уступы), на что неспособна колесная ходовая система. Преимущества, в виде высокой геометрической и грунтовой проходимости, позволят широко задействовать машины с КШД в сельском хозяйстве, лесопромышленном комплексе, в качестве беспилотных наземных аппаратов (БНА), эксплуатируемых в обстановке чрезвычайных ситуаций [2; 3].

С другой стороны, даже при установившемся режиме работы КШД, возникают периодически действующие силы инерции. Результативным способом устранения этого недостатка, является применение в силовом приводе КШД некруглых зубчатых колес. В предыдущих публикациях [4; 5] были разработаны различные методы вычисления геометрических параметров этих колес. При этом, ведущая зубчатая шестерня имела несимметричную форму. Помимо наличия статического дисбаланса, при высокой частоте входного вала возникала значительная динамическая неуравновешенность, которая ухудшала работу зацепления.

Таким образом, возникла необходимость изменить общее передаточное отношение в приводе движителя за полный рабочий цикл. В приводном зубчатом зацеплении, несмотря на переменное от угла поворота передаточное отношение, за один выполненный полный оборот ведомого колеса будут совершаться два полных оборота ведущей шестерни приводного вала. Тогда, появляется возможность вычислить симметричные геометрические параметры ведущей шестерни. Ранее, ведущая зубчатая шестерня имела несимметричную форму тогда [4; 5], когда за один полный оборот ведомого колеса совершаются четыре полных оборота ведущей шестерни.

В предыдущих работах, после процессов вычисления и построения контуров начальных линий, были вычислены, построены и сопряжены между собой эвольвентные профили зубьев [6]. Затем были созданы 3D-модели для ведущего (рис. 1) и ведомого зубчатых колес (рис. 2) силового привода.

Методики расчета зубчатых зацеплений, основанные на классических подходах, не всегда могут адекватно дать прогноз по непрерывности зацепления и плавности хода для некруглых колес, по отсутствию заедания и интерференции зубьев [5; 6]. Дать однозначные, полностью исчерпывающие ответы на эти вопросы, можно лишь после натурных испытаний экспериментальных образцов. Однако, применение графических моделей некруглых зубчатых колес в формате 3D (совместно с технологией видеосимуляции), позволяет вполне точно прогнозировать геометрические параметры рабочего зацепления при (рис. 3), выявлять недостатки конструирования.

Прототипы деталей следует изготовить из полимерных материалов, ведь получение металлических образцов некруглых зубчатых колес является дорогостоящим и сложным процессом. Сложен и традиционный технологический процесс получения пластиковых прототипов некруглых зубчатых колес, необходимых для проверки работоспособности их зацепления [5; 6].

Решить эту задачу, быстро и рационально, поможет технология быстрого создания прототипов Rapid Prototyping (RP), когда компьютерная модель применяется для получения прототипа по аддитивным технологиям [7]. Сейчас RP-системы работают по следующей схеме действий:

- создается в приложении 3D-модель детали;
- модель разбивается на поперечные сечения специальной программой;
- 3D-принтер последовательно выполняет, согласно алгоритму, построение сечений детали послойным наплавлением.

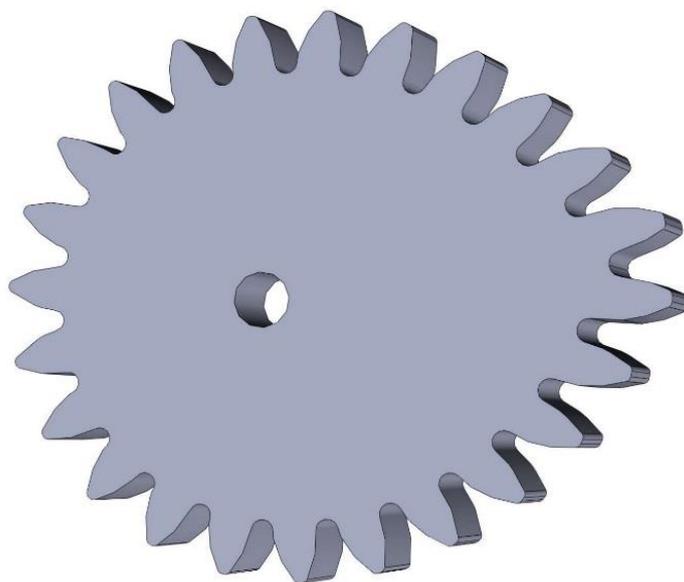


Рис. 1. Трехмерная визуализация модели ведущего колеса

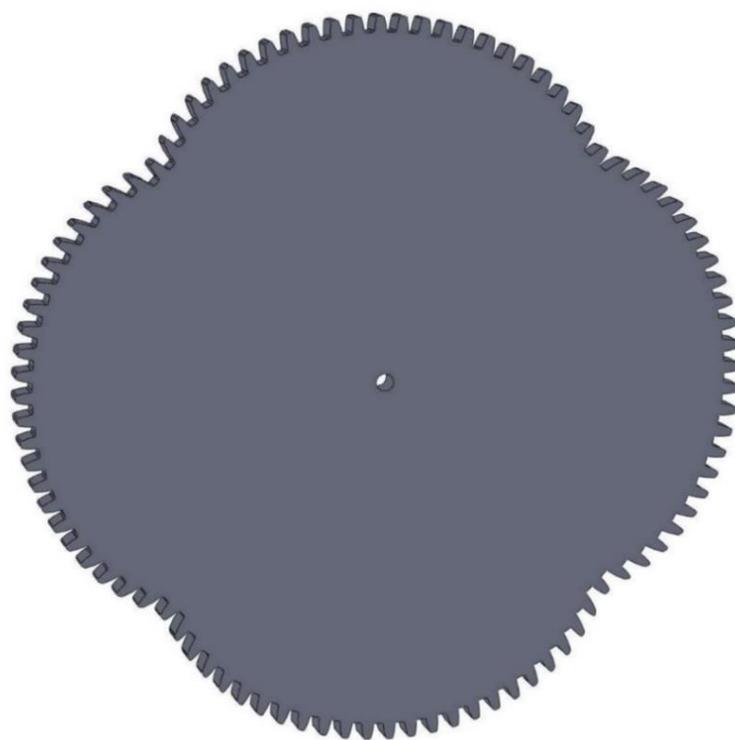


Рис. 2. Трехмерная визуализация модели ведомого колеса

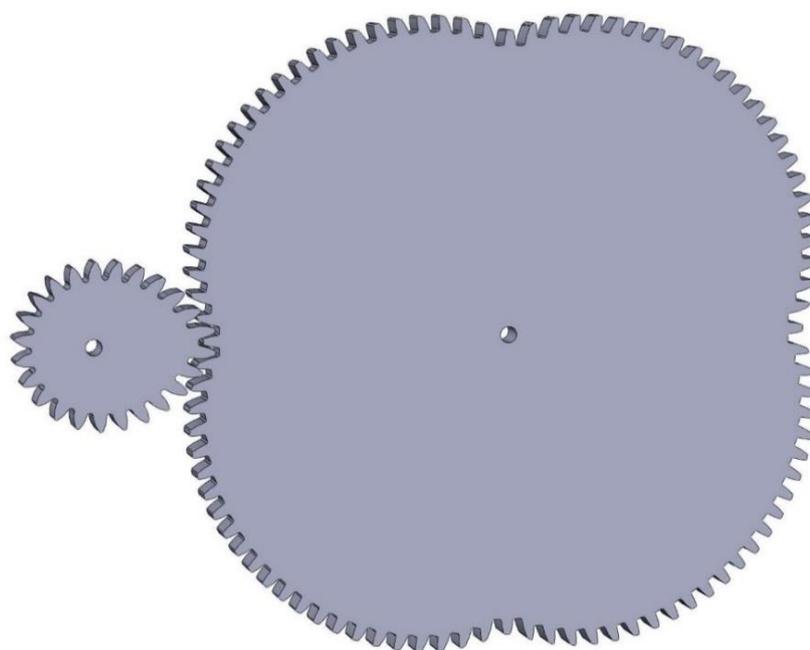


Рис. 3. Трехмерная модель зацепления некруглых зубчатых колес

Деталь постепенно формируется из микроскопических капель расплавленного специального термопластика, образующих последовательно слои на рабочей платформе, которые вскоре застывают. при помощи 3D-принтера [7], получены из пластика прототипы некруглых зубчатых колес (рис. 4).

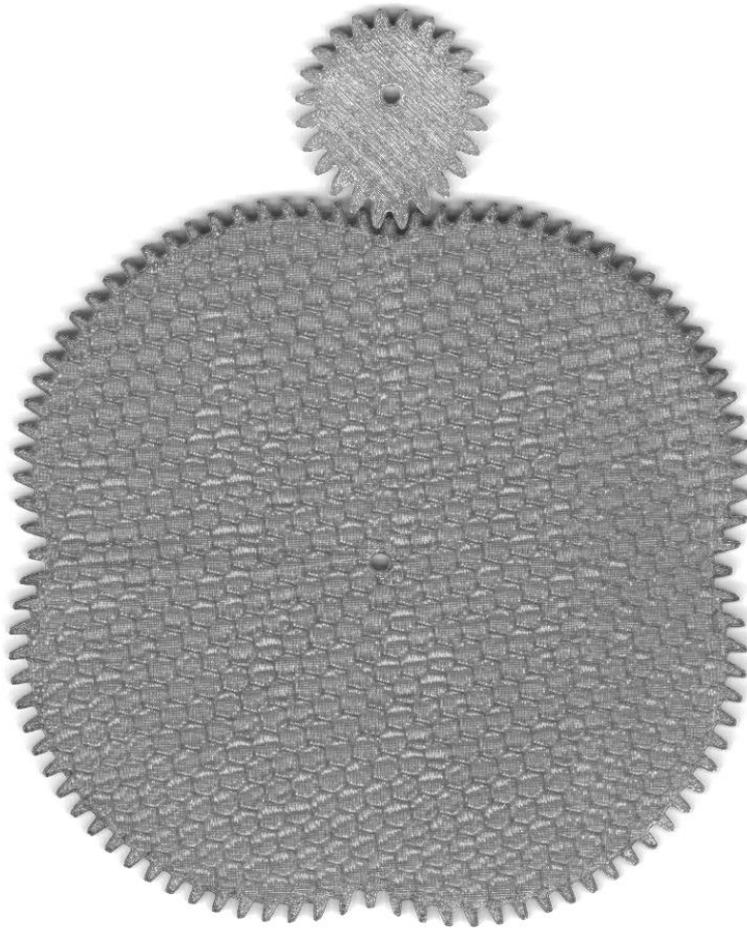


Рис. 4. Изготовленные пластиковые прототипы некруглых зубчатых колес

Координата по вертикали оси вращения водила КШД, аналог скорости движения по горизонтальной плоскости выражены формулами [5]:

$$Y_{01} = a - b + c = \text{const} , \quad (1)$$

$$\frac{dX_{01}}{d\varphi} = a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi . \quad (2)$$

Здесь: $a = 0,06$ м – расстояние между осями вращения ступицы движителя и кривошипов; $b = 0,1$ м – длина кривошипа; $c = 0,36$ м – длина штанги опорного башмака; φ – угол поворота ступицы движителя в диапазоне значений $-\pi/4$ радиан $\leq \varphi \leq \pi/4$ радиан [5; 6].

Постоянная скорость перемещения движителя возможна, когда зубчатое зацепление, между ведущей шестерней приводного вала и ведомым колесом, происходит по переменному передаточному отношению [5]:

$$\frac{\omega}{\omega_H} = \frac{u \cdot \left(\frac{dX_{01}}{d\varphi} \right)}{Y_{01}} . \quad (3)$$

Угловая скорость корпуса водила планетарного редуктора КШД:

$$\omega_H = \frac{\omega \cdot Y_{01}}{u \cdot \left(\frac{dX_{01}}{d\varphi} \right)}.$$

Скорость ходовой системы с КШД при режиме стабильной работы:

$$v = \omega_H \cdot \left(\frac{dX_{01}}{d\varphi} \right) = \frac{\omega \cdot Y_{01}}{u}.$$

При угловой скорости $\omega = const$, вертикальной координате оси вращения водила $Y_{01} = a - b + c = const$, условном коэффициенте передаточного отношения $u = const$, получаем линейную скорость перемещения $v = const$.

$$\frac{\omega}{\omega_H} = \frac{r_H}{r}, \quad (4)$$

$$r + r_H = L = const. \quad (5)$$

Используя выражение (4) и учитывая (1–3), получим:

$$r_H = \frac{L \cdot u \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}{(a - b + c) + u \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}, \quad (6)$$

$$r = \frac{L \cdot (a - b + c)}{(a - b + c) + u \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}. \quad (7)$$

В зацеплении некруглых зубчатых колес, величина условного коэффициента передаточного отношения u определится согласно формуле:

$$u = \frac{2 \cdot (a - b + c) \cdot \pi}{(a - b + c) \cdot \pi + 6 \cdot b}. \quad (8)$$

Обобщенной координатой является угол поворота φ ведомого колеса, связанный с углом поворота θ следующим образом:

$$\theta = \frac{\pi \cdot (2 \cdot (a - b + c) \cdot \varphi + 3 \cdot b \cdot \sin 2\varphi)}{(a - b + c) \cdot \pi + 6 \cdot b}. \quad (9)$$

Преобразовали формулы (6–7), учитывая выражение (8):

$$r_H = \frac{L \cdot 2 \cdot \pi \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}{((a - b + c) \cdot \pi + 6 \cdot b) + 2 \cdot \pi \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}, \quad (10)$$

$$r = \frac{L \cdot ((a - b + c) \cdot \pi + 6 \cdot b)}{((a - b + c) \cdot \pi + 6 \cdot b) + 2 \cdot \pi \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}. \quad (11)$$

Формулы (9–11) необходимы для построения начальных линий зубчатой передачи (рис. 5).

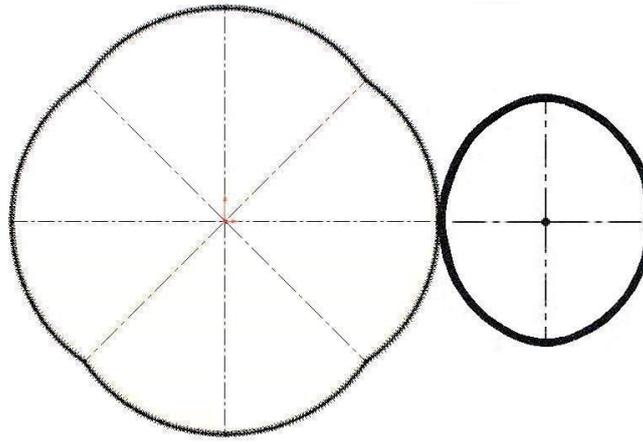


Рис. 5. Начальные линии зубчатой передачи для силового привода механизма КШД

Опираясь на зависимости (4, 10, 11), несложно найти выражения для функций переменного передаточного отношения:

$$U(\varphi) = \frac{r_H}{r} = \frac{\omega}{\omega_H} = \frac{d\theta}{d\varphi}, \quad (12)$$

$$U(\varphi) = \frac{2 \cdot \pi \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}{(a - b + c) \cdot \pi + 6 \cdot b}. \quad (13)$$

Выражения (12–13) описывают, соответственно очередности, фактический и теоретический законы изменения передаточного отношения. В реальном зубчатом зацеплении, передаточное отношение будет меняться дискретно, поэтому $U(\varphi)$, согласно (12), будет функцией кусочного типа. Теоретическая функция $U(\varphi)$, согласно (13), будет гладкой и непрерывной. Функции будут соответствовать друг другу, с некоторой степенью приближения.

Выполняем расчеты геометрических параметров зубчатой передачи. Данные к проведению вычислений: межосевое расстояние в силовом приводе расчетное $L_P = 143,5$ мм, межосевое расстояние в силовом приводе фактическое $L_{уст} = 144$ мм, $a = 60$ мм, $b = 100$ мм, $c = 360$ мм, число зубьев шестерни приводного вала $z = 48$, число зубьев колеса водила $z_H = 96$. Шестерня приводного вала условно разделена на 2 сектора по 24 зуба. Зубчатое колесо водила, соответственно, разделено на 4 сектора по 24 зуба. Поэтому, секторов разбиения насчитывается $i = 24$. Значения угла поворота ведомого колеса находятся в интервале $-\pi/4$ радиан $\leq \varphi \leq \pi/4$ радиан, угол поворота ведущей шестерни принимает значения $-\pi/2$ радиан $\leq \varphi \leq \pi/2$ радиан. Значения углов φ_i , θ_i , угловых интервалов $\Delta\varphi_i$, $\Delta\theta_i$ используются при расчетах в радианах, а для удобства заносятся в табл. 1 в градусах, значения r_{Hi} и r_i используются в расчетах и заносятся в табл. 1 в миллиметрах.

Затем приведена общая диаграмма (рис. 6), для дискретной фактической функции (ломаная линия) и теоретической функции (плавная линия) передаточного отношения, что вычислены согласно формулам (12–13).

Таблица 1 – Параметры разбиения начальных линий зубчатого зацепления

i	φ_i , градусы	$\Delta\varphi_i$, градусы	r_{Hi} , мм	θ_i , градусы	$\Delta\theta_i$, градусы	r_i , мм
1	-45,00	4,33	82,20	-90,00	5,81	61,30
2	-40,67	4,12	86,37	-84,19	6,23	57,13
3	-36,55	3,97	89,76	-77,96	6,62	53,74
4	-32,58	3,85	92,53	-71,34	6,98	50,97
5	-28,74	3,75	94,80	-64,36	7,31	48,70
6	-24,98	3,68	96,66	-57,05	7,60	46,84
7	-21,30	3,63	98,16	-49,45	7,85	45,34
8	-17,67	3,58	99,35	-41,60	8,06	44,15
9	-14,09	3,55	100,27	-33,54	8,23	43,23
10	-10,54	3,53	100,94	-25,30	8,36	42,56
11	-7,01	3,51	101,37	-16,94	8,45	42,13
12	-3,50	3,50	101,59	-8,49	8,49	41,91
13	0,00	3,50	101,59	0,00	8,49	41,91
14	3,50	3,51	101,37	8,49	8,45	42,13
15	7,01	3,53	100,94	16,94	8,36	42,56
16	10,54	3,55	100,27	25,30	8,23	43,23
17	14,09	3,58	99,35	33,54	8,06	44,15
18	17,67	3,63	98,16	41,60	7,85	45,34
19	21,30	3,68	96,66	49,45	7,60	46,84
20	24,98	3,75	94,80	57,05	7,31	48,70
21	28,74	3,85	92,53	64,36	6,98	50,97
22	32,58	3,97	89,76	71,34	6,62	53,74
23	36,55	4,12	86,37	77,96	6,23	57,13
24	40,67	4,33	82,20	84,19	5,81	61,30

По итогам расчетов очевидна хорошая сходимость между реальной и теоретической функциями передаточного отношения. Затем, следует осуществить проектирование некруглых зубчатых колес симметричной геометрической формы. Для этого выполняется разбиение на сектора, а затем – профилирование зубчатого зацепления, чтобы построить трехмерную модель симметричного ведущего колеса (рис. 7) привода колесно-шагающего движителя.

Также можно создать еще одну модель симметричного ведущего колеса (рис. 8), у которого часть зубьев и впадины между ними имеют особые геометрические параметры. Это связано с тем, что именно эти зубья будут подвергаться наибольшим нагрузкам при работе привода колесно-шагающего движителя.

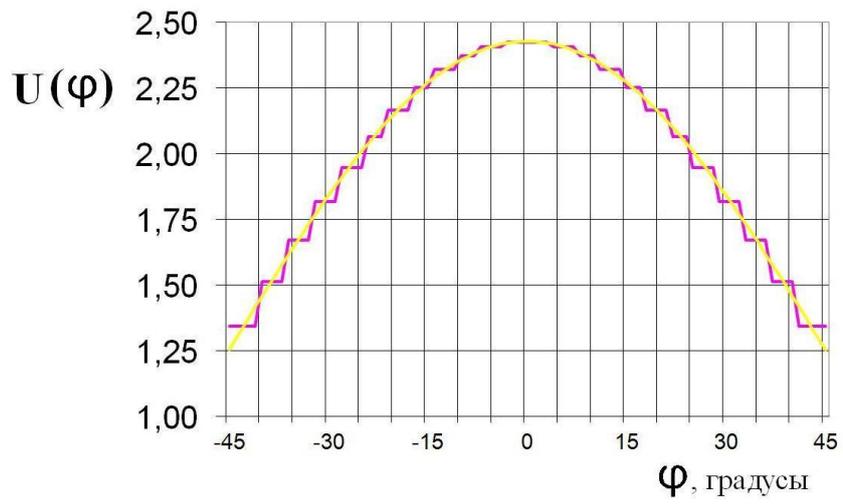


Рис. 6. Сравнительная диаграмма функций передаточного отношения

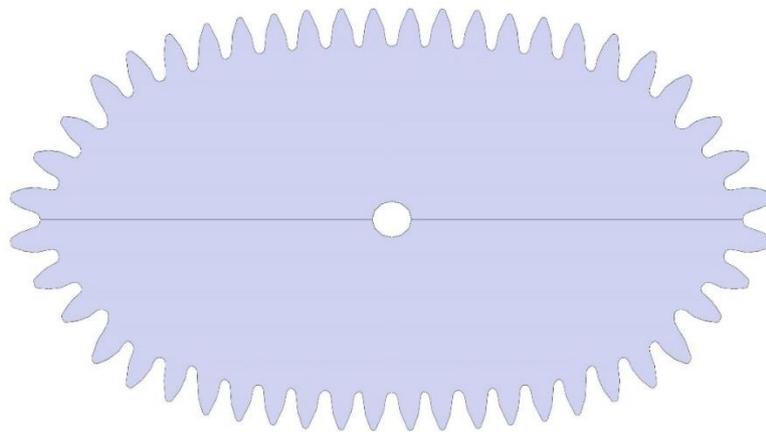


Рис. 7. Визуализация модели симметричного ведущего колеса

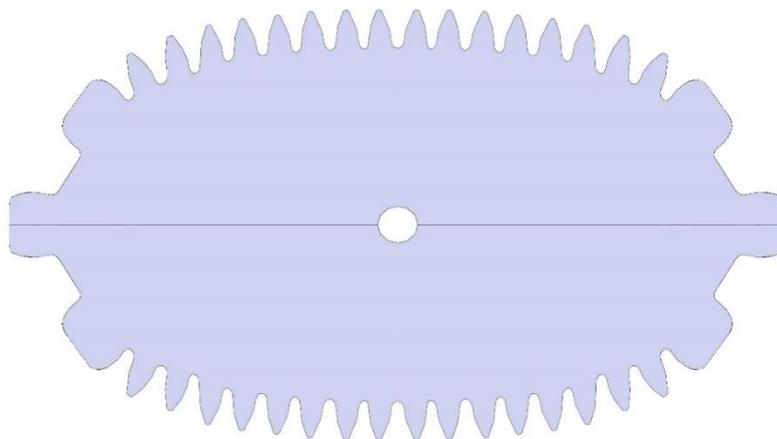


Рис. 8. Визуализация модели симметричного ведущего колеса со сдвоенными зубьями

Расчет линий сопряжения, что образуют впадины между двояными зубьями, следует вести на основании решения дифференциального уравнения. Получится уравнение семейства линий в полярных координатах.

Сначала следует задать функции угла γ , что находится между линией нормали и радиус-вектором:

$$\sin \gamma = \sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0), \quad (14)$$

$$\cos \gamma = \sqrt{1 - \sin^2 \gamma} = \sqrt{1 - (\sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0))^2}. \quad (15)$$

Взяв частично за основу методику, что была ранее разработана в публикации [1], выполним интегрирование дифференциального уравнения:

$$\begin{aligned} \frac{d\rho}{d\theta} &= \rho \cdot \operatorname{tg} \gamma, \\ \int \frac{d\rho}{\rho} &= \int \frac{(\sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0)) d\theta}{\sqrt{1 - (\sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0))^2}}, \\ \int \frac{d\rho}{\rho} &= \frac{1}{q_\theta} \int \frac{(\sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0)) d(\sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0))}{\sqrt{1 - (\sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0))^2}}, \end{aligned} \quad (16)$$

$$\ln |\rho| + \ln |C| = -\frac{1}{q_\theta} \cdot \sqrt{1 - (\sin \gamma_0 + q_\theta \cdot (\theta - \theta_0))^2},$$

$$\ln |\rho \cdot C| = -\frac{\cos \gamma}{q_\theta}.$$

Определим выражение для постоянной величины интегрирования:

$$\begin{aligned} \rho \cdot C &= \exp\left(-\frac{\cos \gamma}{q_\theta}\right), \\ C &= \frac{1}{\rho_0 \cdot \exp\left(\frac{\cos \gamma_0}{q_\theta}\right)}. \end{aligned} \quad (17)$$

Затем, используя формулы (16–17), получаем расчетное выражение:

$$\rho = \rho_0 \exp\left(\frac{\cos \gamma_0 - \cos \gamma}{q_\theta}\right). \quad (18)$$

После вычислений координат точек, строится модель данной некруглой, симметричной шестерни. Далее, следует изготовить, при помощи технологии 3D-печати, прототипы некруглых зубчатых колес из специального термопластика, чтобы затем проверить работоспособность их зацепления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н. Колесно-шагающие движители для транспортного средства высокой проходимости // Теоретическая и прикладная механика. Международный научно-технический сборник. – Выпуск 28. – 2013. – С. 228–233.

2. Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н., Комяк И. М., Калина А. А., Давыдов В. С. Шагающие движители – перспективное направление создания агрофильных ходовых систем мобильных машин / Сборник научных трудов «Актуальные вопросы машиноведения». – Выпуск 3. – Минск, 2014. – С. 102–105.

3. Беккер М. Г. Введение в теорию систем местность-машина. – М.: «Машиностроение», 1973. – 520 с.

4. Скойбеда А. Т., Комяк И. М., Жуковец В. Н. Применение некруглых зубчатых колес в приводе колесно-шагающего движителя / Республиканский межведомственный сборник научных трудов «Машиностроение». – Выпуск 27. – Минск : БНТУ, 2013. – С. 113–117.

5. Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н. Расчет начальных линий некруглых зубчатых колес // Теоретическая и прикладная механика. Международный научно-технический сборник. – Выпуск 31. – 2016. – С. 110–117.

6. Скойбеда А. Т., Жуковец В. Н. Построение эвольвентных профилей зубьев некруглых зубчатых колес в приводе колесно-шагающего движителя // Теоретическая и прикладная механика. Международный научно-технический сборник. – Выпуск 37. – 2022. – С. 203–216.

7. Канесса Э., Фонда К., Зеннаро М. Доступная 3D печать для науки, образования и устойчивого развития. – М., 2013.

Поступила 02.11.2023

МЕХАНИКА ДЕФОМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА

УДК 621.165.532

Бельский С. Е., Пищов М. Н., Блохин А. В., Адель Р.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗВИТИЯ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ С ПОВЕРХНОСТНЫМ УПРОЧНЕНИЕМ

Белорусский государственный технологический университет, Минск, Беларусь

В статье изучены изменения ряда физико-механических характеристик конструкционной стали при проведении усталостных испытаний. Испытания проводились в условиях знакопеременного изгиба с использованием частот нагружения 0,3; 3,0; 9,0 и 18,0 кГц на образцах прошедших поверхностное упрочнение боросилицированием. Показано, что микротвердость и плотность дислокаций исследованного материала на начальном этапе испытаний возрастают, что характеризует развитие процесса упрочнения материала, сменяющегося разупрочнением на заключительном этапе. Установлено, что поверхностное упрочнение принципиально не меняет особенности развития усталостной повреждаемости конструкционной стали в рассмотренном диапазоне частот испытаний.

Работа многих деталей машин и технологической оснастки характеризуется значительными циклическими нагрузками. Такие условия эксплуатации требуют обеспечения высоких усталостных характеристик материалов для их изготовления. В связи с тем, что усталостное выкрашивание развивается преимущественно в поверхностном слое, особо важным является правильное назначение и грамотный выбор процессов диффузионного упрочнения и оптимизация их температурно-временных параметров. Подобные исследования необходимы в связи с тем, что многие процессы химико-термической обработки наряду с существенным возрастанием микротвердости во многих случаях повышают микрохрупкость поверхностного слоя.

Большинство теоретических и экспериментальных исследований развития процесса усталостного разрушения выполнено без учета структурных и металлургических факторов, наличия упрочненных слоев и покрытий; тем самым затрудняется подбор оптимальных технологических параметров процессов поверхностного упрочнения. Недостаточно изучено влияние наиболее распространенных технологических процессов химико-термической обработки сталей (цементации, азотирования, борирования) на дислокационную структуру поверхностных слоев деталей из конструкционных сталей и ее трансформацию в ходе последующей эксплуатации. Исследования проводимые в этом направлении могут обеспечить совершенствование составов и режимов поверхностного упрочнения и, следовательно, повышение эксплуатационной долговечности изделий.

Экспериментальное определение усталостных характеристик различных конструкционных сталей проводились на разработанном в БГТУ комплексе испытательного оборудования [1–4]. Комплексные исследования по влиянию амплитудно-частотных и временных параметров нагружения на протекание процессов усталостного повреждения металлов и сплавов осуществлялись путем прослеживания за кинетикой таких структурно-чувствительных свойств материалов как микротвердость, плотность дислокаций, удельное электросопротивление.

Использование при испытаниях изгибных колебаний не только имитирует режим многих эксплуатационных нагрузок, но значительно повышает точность исследований

физико-механических характеристик благодаря наличию циклических напряжений различной величины, закономерно расположенных вдоль оси образца.

Изучение влияния частоты на кинетику процессов упрочнения-разупрочнения металлов и сплавов осуществлялось путем анализа изменений микротвердости исследуемых материалов в процессе циклического нагружения с различными амплитудами напряжений. Для этого предварительно определялась величина исходной микротвердости перед испытанием, а затем проводились измерения H_{μ} в зоне действия циклических напряжений выбранной величины.

Микротвердость материалов измеряли с помощью прибора ПМТ-3М и Duramin 5 (Struers, Дания) по стандартной методике (ГОСТ 9450-76) при нагрузке на индентор 0,49 Н, что позволяло проводить исследования для всей номенклатуры материалов с одинаковыми относительными ошибками измерений благодаря примерно одинаковым размерам диагоналей отпечатка. Наименьшее расстояние между уколами составляло не менее двух диагоналей.

Для изучения характера протекания процессов усталостного повреждения материалов на микроуровне при циклическом деформировании в широком диапазоне частот проводились исследования кинетики структурно-чувствительных характеристик с помощью рентгеновского дифрактометра ДРОН-3 и дифрактометра фирмы Bruker.

Из полученных результатов по влиянию амплитудно-частотных и временных параметров нагружения на кинетику физико-механических свойств исследованных материалов видно, что наиболее интенсивно изменения структурно-чувствительных характеристик для выбранных уровней переменных напряжений происходят при циклическом нагружении до 10^7 циклов. Так, например, увеличение микротвердости стали 25ХГТ прошедшей упрочнение боросилицированием (температура процесса 920 °С, время 2-5 часа) отмечалось уже после 10^5 циклов нагружения (рис. 1). Аналогичная склонность к упрочнению на начальном этапе испытаний отмечалась ранее и для стали 20Х13 [5]. Однако, при испытании сталей, прошедших поверхностное упрочнение уровень возрастания микротвердости ниже, а разброс экспериментальных значений значительно больше чем при использовании однородных образцов, что связано с особенностями структуры поверхностных слоев, прошедших диффузионное насыщение.

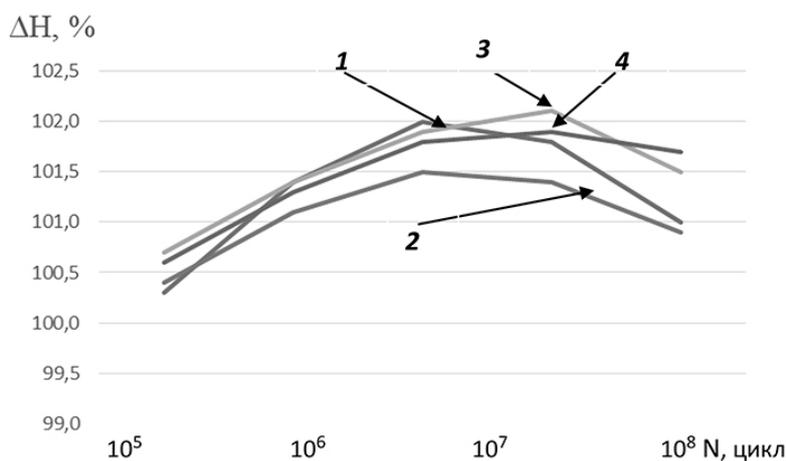


Рис. 1. Влияние частоты нагружения на изменение микротвердости стали 25ХГТ, прошедших поверхностное упрочнение (1 – 0,3 кГц; 2 – 3,0 кГц; 3 – 9,0 кГц; 4 – 18,0 кГц)

Для тонкой структуры исследованных материалов также характерно наиболее существенное изменение относительной плотности дислокаций в течение первых циклов нагружения. В дальнейшем, с наработкой циклов наступает насыщение, сменяющееся на стадии развития микротрещин постепенным переходом через экстремум (рис. 2).

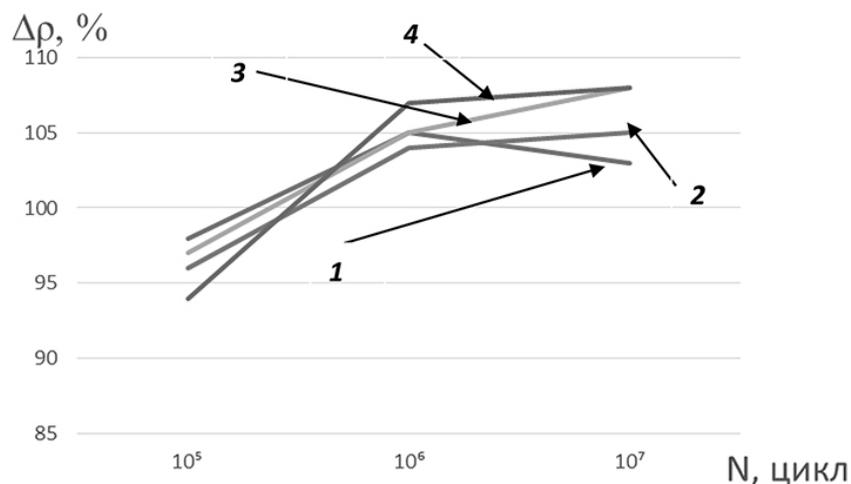


Рис. 2. Влияние частоты нагружения на изменение плотности дислокаций стали 25ХГТ, прошедших поверхностное упрочнение (1 – 0,3 кГц; 2 – 3,0 кГц; 3 – 9,0 кГц; 4 – 18,0 кГц)

Следует отметить, что в связи с высокой чувствительностью величины плотности дислокаций к действию циклических напряжений, процесс упрочнения протекает на базе до 10^6 циклов, и в последующем после $2 \cdot 10^6$ циклов преобладают процессы разупрочнения.

В трансформации физико-механических характеристик материалов просматриваются определенные закономерности. Плотность дислокаций на первой стадии испытаний возрастает на всех исследованных частотах, что свидетельствует о начале протекания процесса упрочнения материала.

В начальной стадии нагружения имеет место лишь колебательное перемещение сегментов закрепленных дислокаций около положения равновесия. Последующее наложение знакопеременных напряжений с высокой частотой полупериода колебаний приводит к активации имеющихся в материале дислокаций, подъему их из энергетических ям, способствует преодолению ими потенциальных барьеров и передвижению через препятствия, вызывая тем самым пластическую деформацию.

Продолжение циклического нагружения вызывает появление новых дефектов за счет действия источников дислокаций, активизированных в первые циклы нагружения, а также источников, возникающих за счет взаимодействия дислокаций, расположенных в соседних параллельных плоскостях скольжения. В результате этого существенно возрастает плотность дислокаций и точечных дефектов (междуузельных атомов и вакансий). При определенной концентрации дефектов, как дислокаций, так и вакансий, происходит их массовый срыв с препятствий, вызывая нарушение межатомных связей. Определяющим фактором при этом является увеличение плотности дислокаций с ростом числа циклов нагружения, что подтверждено проведенными рентгеноструктурными исследованиями (рис. 2). Рост плотности дислокаций объясняется не только поступательным движением раскрепленных дислокаций, но и их размножением преимущественно путем работы источников Франка-Рида [6; 7].

Прекращение возрастания плотности дислокаций связано с торможением действия источника их размножения напряжениями от испущенных ранее дислокаций. Также возможен процесс аннигиляции дислокаций противоположного знака, испускаемых в процессе циклического нагружения источниками, расположенными в параллельных атомных плоскостях. Повышение микротвердости связано с интенсивным пластическим деформированием микрообъемов материала. При этом в стенках дислокационных ячеек происхо-

дит зарождение и развитие субмикротрещин. По мере нарастания пластического деформирования материала развивается процесс разупрочнения, характеризующийся уменьшением плотности дислокаций, снижением уровня микронапряжений и микротвердости.

Отсутствие существенных качественных различий в характере развития дислокационной структуры при высоких и низких частотах нагружения приводит к аналогии кинетики изменений рассматриваемых величин в исследованном диапазоне частот. Очевидно, что с увеличением частоты происходит возрастание скорости деформации металлов при одном и том же числе циклов нагружения. Тем самым релаксационные процессы, играющие существенную роль при статическом нагружении, с ростом частоты нагружения замедляются.

Пропорционально частоте нагружения увеличивается и количество циклов до начала протекания процесса разупрочнения. Увеличение частоты, приводящее к повышению скорости упругой деформации, способствует и росту скорости движения дислокаций; при этом повышается эффективность их размножения. Кроме того, с повышением частоты увеличивается и количество вакансий, возникает их исключительно высокая концентрация, в результате чего происходит конденсация их в диски, параллельные наиболее плотно упакованным плоскостям. При достижении некоторого критического размера диска его стороны сплющиваются и соединяются вместе, образуя дислокационную петлю [6]. Все это приводит к упрочнению, в результате чего повышается плотность дислокаций и микротвердость.

Проведенные исследования показали, что, несмотря на определенные количественные различия кинетики физико-механических характеристик рассматриваемых материалов, процесс усталостного разрушения у них развивается по одним и тем же закономерностям, характеризуясь сочетанием процессов упрочнения-разупрочнения. Это подтверждает единую физическую природу развития усталостной повреждаемости в рассмотренном диапазоне частот и следовательно принципиальную возможность реализации ускоренных усталостных испытаний с использованием высоких частот нагружения и для сталей с поверхностным упрочнением.

ЛИТЕРАТУРА

1. Блохин А. В., Царук Ф. Ф., Гайдук Н. А. Комплекс оборудования для усталостных испытаний элементов технологического оборудования // Труды БГТУ. – Серия П. – Мн., 2002. – Вып. X. – С. 213–215.
2. Блохин А. В. Развитие комплекса оборудования для усталостных испытаний конструкционных материалов // Труды БГТУ. – Серия П. – Мн., 2004. – Вып. XII. – С. 263–267.
3. Капсаров А. Г., Бельский С. Е., Чигринова Н. М. Особенности расчета элементов испытательного оборудования для получения сложного напряженного состояния в широком диапазоне частот // Современные методы проектирования и машин: Труды II Межд. конференции. – Мн., 2004. – Т. 4. – С. 242–245.
4. Коновалов Е. Г., Дроздов В. М., Тявловский М. Д. Динамическая прочность металлов. – Минск : наука и техника, 1969. – 299 с.
5. Усталостные испытания на высоких частотах нагружения / под ред. Кузьменко В. А. – Киев: Наукова думка, 1979. – С. 335.
6. О влиянии сил вязкости на движение дислокационного сегмента и распространение упругих колебаний в металлах / В. Р. Соболев, О. Н. Мазуренко, П. Н. Логвинович, С. Е. Бельский, А. В. Блохин // Доклады национальной академии наук Беларуси. – 2007. – Т. 51, № 3. – С. 121–124.
7. Температурные механизмы взаимодействия дислокаций с примесями в процессах передачи энергии упругих колебаний / В. Р. Соболев, П. Н. Логвинович, С. Е. Бельский, А. В. Блохин // Инженерно-физический журнал. – 2007. – Т. 80, № 4. – С. 193–199.

Поступила 02.11.2023

Дудяк А. И., Хвасько В. М.

ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ИЗГИБЕ СОСТАВНОЙ БАЛКИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ СПОСОБОВ ЗАКРЕПЛЕНИЯ ЕЕ ТОРЦОВ

Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

В статье рассматривается поперечный изгиб двухопорной балки, составленной из двух стержней, выполненных из одного материала. Приводятся два случая закрепления торцов стержней балки: 1) стержни свободно лежат друг на друге; 2) торцы стержней жестко соединены друг с другом сваркой или склеиванием. Для первого случая были получены формулы для определения углов поворота торцов стержней. Для второго случая было получено выражение для вычисления прогиба балки посередине пролета.

Предложенная методика расчета деформаций при изгибе основана на методе начальных параметров, однако учитывает влияние закрепления торцов стержней в составной балке.

В курсе сопротивления материалов наиболее часто встречаются изделия в виде стержней, которые подвергаются различным видам деформаций. Стержень представляет собой тело, один размер которого больше двух других. Под изгибом понимают такой вид деформации, когда в поперечных сечениях возникают изгибающие моменты. Изгиб стержня подразделяется на чистый изгиб и поперечный изгиб. Под чистым изгибом понимают такой вид деформации, когда в поперечных сечениях возникают только изгибающие моменты, а поперечные и нормальные силы отсутствуют. Если в сечениях стержня наряду с изгибающими моментами возникают и поперечные силы, то такой изгиб называется поперечным изгибом. Балкой называется стержень, работающий на изгиб [1; 2].

Ранее были исследованы деформации консольной балки, составленной из двух стержней прямоугольного поперечного сечения, выполненных из одинакового материала [3], а также составленной из трех стержней, выполненных из разнородных материалов [4], которые возникают при чистом изгибе. В данной работе ставится цель разработать методику расчета деформаций при поперечном изгибе двухопорной балки, составленной из двух стержней, выполненных из одного материала, в зависимости от способов закрепления ее торцов.

Сначала рассмотрим двухопорную балку, состоящую из двух стержней, не связанных между собой, а свободно лежащих друг на друге. В качестве нагрузки выберем поперечную силу F , приложенную посередине пролета балки (рис. 1, *a*). Примем, что оба стержня выполнены из одного и того же материала и имеют поперечные сечения прямоугольной формы с одинаковой шириной b и высотой h (рис. 1, *b*).

До деформации стержни балки были строго одинаковой длины l и их торцы были в одной плоскости. При деформации такой балки стержни изгибаются независимо друг от друга. Нейтральные слои стержней проходят через центры тяжести сечений стержней и обозначены пунктирными линиями на рис. 1, *a*. Окончания нейтральных слоев на торцах стержней будут находиться на вертикальных линиях I–I и II–II, а сами торцы стержней повернутся относительно первоначального положения на углы θ_A и θ_B соответственно. В силу симметрии нагружения балки будет выполняться условие:

$$\theta_A = \theta_B. \quad (1)$$

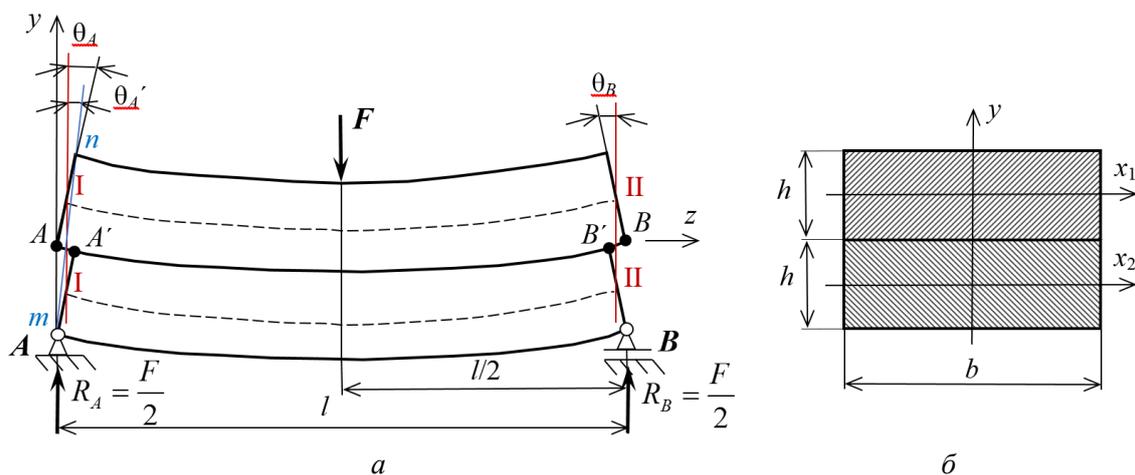


Рис. 1. Изгиб двухопорной балки, составленной из не связанных между собой стержней: а – схема нагружения и деформации балки; б – поперечное сечение балки

Углы поворота торцов стержней (1) можно определить, используя метод начальных параметров в следующем виде [1; 2]:

$$E(I_x)_c \cdot y_B = E(I_x)_c \cdot y_A + E(I_x)_c \cdot \theta_A \cdot l + R_A \frac{l^3}{6} - F \frac{\left(\frac{l}{2}\right)^3}{6} = 0. \quad (2)$$

Так как вертикальные перемещения на опорах А и В равны нулю, т. е. $y_A = y_B = 0$, то из уравнения (2) следует:

$$E(I_x)_c \theta_A = F \cdot \frac{l^2}{48} - \frac{F}{2} \cdot \frac{l^2}{6} = -\frac{Fl^2}{16}. \quad (3)$$

Из выражения (3) с учетом соотношения (1) получим:

$$\theta_A = \theta_B = -\frac{Fl^2}{16(EI_x)_c}, \quad (4)$$

где $(EI_x)_c = E(I_{x1} + I_{x2}) = E\left(\frac{bh^3}{12} + \frac{bh^3}{12}\right) = E\frac{bh^3}{6}$ – суммарная жесткость сечения балки.

Далее рассмотрим способ соединения стержней, представленных на рис. 1, в единое целое следующим образом. Верхний стержень подвергнем осевому сжатию, а нижний – осевому растяжению. После соединения торцов стержней в одну плоскость жестко соединим их друг с другом торцевой сваркой или склеиванием. Расчетная схема полученного таким образом стержня, подвергнутого поперечному изгибу силой F , показана на рис. 2.

В результате такого соединения стержней и одновременном действии поперечного изгиба в верхнем стержне возникает растягивающая внутренняя сила N_1 , а в нижнем – сжимающая сила N_2 . Причем из условия статического равновесия необходимо, чтобы $N_1 = N_2 = N$ (рис. 2, б). При таком действии сил N в окрестности торцов стержней будут возникать одинаковые по величине изгибающие моменты M (рис. 2, а).

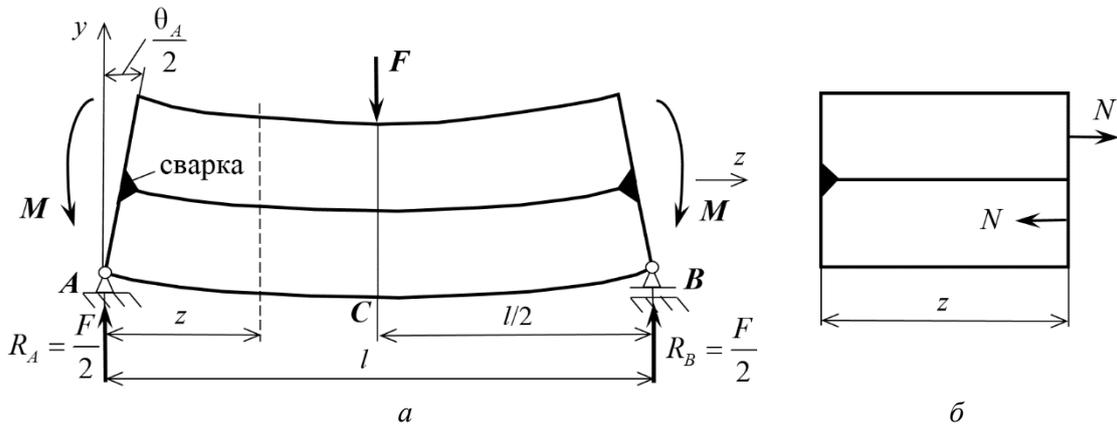


Рис. 2. Изгиб двухопорной балки, составленной из скрепленных между собой стержней: *a* – схема нагружения и деформации; *б* – схема действия внутренних сил

Угол поворота сечения определяется из геометрических условий, приведенных на рис. 1, *a*. При составлении торцов стержней в одну плоскость они займут положение по линии *m–n*. А из геометрии углов поворота сечений следует, что угол поворота сечения *m–n* относительно вертикали составит:

$$\theta_A' = \frac{\theta_A}{2}. \quad (5)$$

Используя метод начальных параметров [1; 2], формулы (4), (5), определим прогиб сечения балки на опоре *B*, который представим в виде уравнения:

$$E(I_x)_c \cdot y_B = E(I_x)_c \cdot y_A + E(I_x)_c \cdot \frac{\theta_A}{2} \cdot l - M \frac{l^2}{2} + R_A \frac{l^3}{6} - F \frac{\left(\frac{l}{2}\right)^3}{6} = 0. \quad (6)$$

Так как на опорах $y_A = y_B = 0$, то из уравнения (6) определим изгибающий момент *M*, действующий на торцах балки:

$$M \cdot \frac{l^2}{2} = (EI_x)_c \cdot \frac{\theta_A}{2} \cdot l + R_A \cdot \frac{l^3}{6} - F \cdot \frac{l^3}{48}. \quad (7)$$

Подставив значение θ_A из формулы (4) и реакцию $R_A = \frac{F}{2}$, получим:

$$M = \frac{Fl}{16}. \quad (8)$$

Перемещение балки в вертикальном направлении в зоне точки *C* (рис. 2, *a*) можно определить с помощью метода начальных параметров [1; 2], подставив значение θ_A из формулы (4), величину R_A и изгибающий момент *M* в соответствии с формулой (8):

$$E(I_x)_c \cdot y_C = E(I_x)_c \cdot \left(-\frac{Fl^2}{32(EI_x)_c} \right) \cdot \frac{l}{2} + \frac{F}{2} \cdot \frac{l^3}{48} - \frac{Fl}{16} \cdot \frac{l^2}{8}, \quad (9)$$

откуда окончательно получим формулу:

$$y_C = -\frac{5Fl^3}{384(EI_x)_c}. \quad (10)$$

Последняя формула (10) позволяет вычислить прогиб двухопорной составной балки посередине пролета при жестком креплении стержней по торцам.

Таким образом, предложена методика определения деформаций при изгибе составной балки, которая основана на методе начальных параметров, но при этом учитывается влияние закрепления торцов стержней.

ЛИТЕРАТУРА

1. Феодосьев, В. И. Сопrotивление материалов / В. И. Феодосьев. – 10-е изд., перераб. и доп. – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 1999. – 572 с.
2. Подскребко, М. Д. Сопrotивление материалов: учебник / М. Д. Подскребко. – Минск : Высш. шк., 2007. – 800 с.
3. Дудяк, А. И. Деформации и напряжения в консольной балке в зависимости от способа крепления торцов консоли / А. И. Дудяк, В. М. Хвасько, А. Д. Сахнович // Приборостроение-2021: материалы 14-й Международной научно-технической конференции, 17–19 ноября 2021 года, Минск, Республика Беларусь / редкол.: О. К. Гусев (председатель) [и др.]. – Минск : БНТУ, 2021. – С. 174–175.
4. Дудяк, А. И. Изгиб составных балок / А. И. Дудяк, В. М. Хвасько // Теоретическая и прикладная механика: международный научно-технический сборник / БНТУ; редкол.: Ю. В. Василевич (пред. редкол., гл. ред.). – Минск : БНТУ, 2022. – Вып. 36. – С. 118–120.

Поступила 08.09.2023

УДК 539.3+621.8.035

Мойсейчик Е. А.¹, Мойсейчик А. Е.², Яковлев А. А.¹

ВИЗУАЛИЗАЦИЯ РАЗВИТИЯ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ В СТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЯХ ПО ИНФРАКРАСНОМУ ИЗЛУЧЕНИЮ ПОВЕРХНОСТИ

1. Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь
2. ЗАО «Струнные технологии», Минск, Беларусь

Целью настоящей статьи является проявление возможностей инфракрасной компьютерной термографии для диагностики развития пластических деформаций стальных изделий. Изложены методика проводимых экспериментальных исследований. Приведены и проанализированы результаты экспериментов. Экспериментально обоснована возможность применения инфракрасной компьютерной термографии для исследований закономерностей зарождения, распространения и локализации пластической деформации в стальных элементах при их деформировании при комнатных температурах и после предварительного охлаждения.

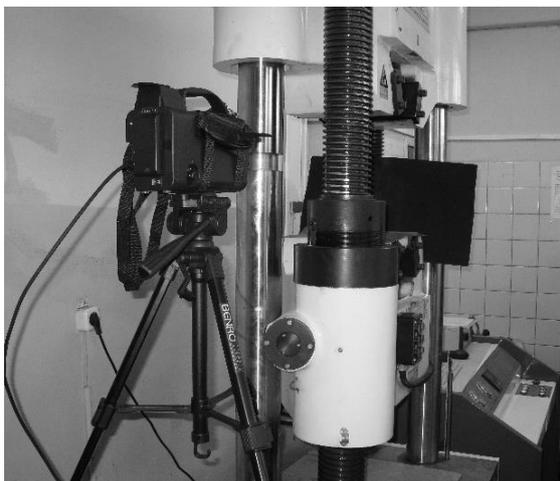
Введение. Работоспособность стальных элементов, содержащих конструктивно-технологические дефекты, существенно зависит от кинетики зарождения, развития и локализации пластических деформаций, от поведения материала при больших упругопластических деформациях [1–3]. Деформирование с образованием локализованных пластических сдвигов в форме мезополос начинается на мезомасштабном уровне [4]. На макромасштабном

уровне локализованное пластическое течение представляет собой сложные системы взаимно коррелированных сдвигов [4]. Деформируемый металл в зоне полос сдвига и течения находится в активированном состоянии и является источником инфракрасного излучения [5–14]. Этот факт не учитывается в большинстве современных методов исследования пластических деформаций и развития разрушения металлических изделий [1; 2; 6]. Традиционно для исследования локальных неоднородностей пластических деформаций изделий применяются оптико-геометрические (метод делительных и муаровых сеток), интерференционно-оптические и поляризационно-оптические методы [5]. Этим методам наряду с достоинствами (измерения деформаций по всему полю зрения и др.) присущи и недостатки (трудоемкость эксперимента, использование сложной аппаратуры, ограниченные возможности в условиях производства и эксплуатации и др.). Поэтому разрабатываются методы исследования пластического деформирования, основанные на излучении с исследуемой поверхности [15]. Перспективным методом выявления кинетики развития пластических деформаций в изделиях, в т. ч. содержащих конструктивно-технологические дефекты, является пассивный метод, основанный на использовании тепла, выделяющегося при деформировании, и современных приборов его визуализации. Пассивные тепловые методы успешно применяются в энергетике, строительстве, металлургии для исследования объектов, выделяющих технологическое тепло [5–7]. Перспективным является применение этих методов для исследования процессов деформирования и разрушения металлических конструкций и их элементов. Немногочисленные работы этого направления и их приложения проанализированы в монографии [8].

Целью настоящей статьи является применение теплового метода, основанного на инфракрасном излучении с исследуемой поверхности деформируемых растяжением изделий для визуализации процесса зарождения и развития пластических деформаций.

Изделия, методы исследований. Для исследований на растяжение принимаем пропорциональные образцы без конструктивных дефектов и с ними, в которых растягивающие напряжения действуют в зонах с концентраторами напряжений. Размеры экспериментальных образцов принимаем с учетом возможностей испытательных машин и толщины листового проката 20 мм. Материал образцов – листовая сталь 09Г2С (ГОСТ 27772-2015). Образцы испытываем на растяжение в соответствии с требованиями ГОСТ 1497-84. Испытания статические, скорость деформирования – не более 5 мм/мин. Образцы испытывали в температурных условиях лаборатории. Часть образцов предварительно охлаждали до минус 40 °С и в холодном состоянии устанавливали в испытательную машину. Образцы охлаждались в стандартной холодильной камере. Доставка образцов из холодильной камеры выполнялась в транспортном контейнере с теплоизолированными стенками, днищем, крышкой. Небольшой нагрев образца за время переноски его от холодильной камеры и установки в захваты испытательной машины компенсировался его соответствующим переохлаждением в холодильной камере. Изменение температуры в контейнере при переносе контролировалось измерителем температуры.

Приборы, оборудование, методика измерений. Силовое нагружение производили в гидравлической универсальной испытательной машине WAW-1000 (рис. 1). В качестве прибора, регистрирующего инфракрасное излучение испытуемого материала, использовался компьютерный портативный термограф «IRTIS-2000CH» (рис. 1). Измерение температурного поля исследуемых поверхностей проводилось в виде термофильма, который начинался за 15 сек до начала деформирования образца. Запись термофильма велась параллельно со съемкой в видимом спектре и завершалась через 10–15 сек после остановки испытательной машины. Одновременно со съемкой термо- и видеофильмов в характерных точках контролируемой поверхности температура поверхности фиксировалась термопарой.



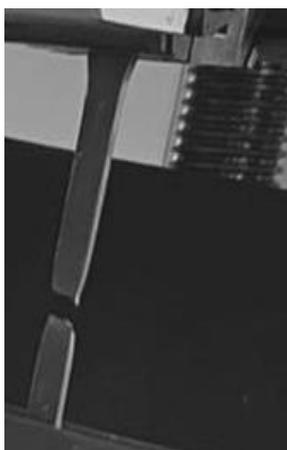
Технические характеристики «IRTIS-2000CH»:

- Чувствительность к перепаду температур на уровне 30 °С – 0,05 °С
- Диапазон измерений – (–40 до +1300) °С
- Диапазон рабочих температур – (–20 до +50) °С
- Погрешность измерения абсолютных температур по АЧТ – ± 1 % от изм. диапазона
- Число элементов разложения по строке – 320
- Число строк в кадре – 240
- Время формирования кадра (три скорости сканирования) – ≤ 0,8 сек., 1,6 сек., 3,2 сек
- Охлаждение камеры – жидкий азот

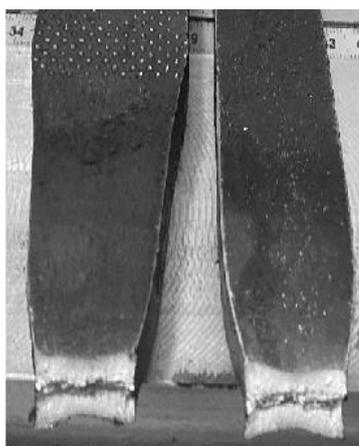
Рис. 1. Общий вид испытательной установки в составе компьютерного портативного термографа «IRTIS-2000CH» и гидравлической универсальной испытательной машины WAW-1000

Экспериментальные данные и их обсуждение. Пластина без конструктивных дефектов, надрезов. Вид образцов после разрушения показан на рис. 2.

Образец 1 толщиной 8 мм



Образец 2 толщиной 20 мм



Шейка в образце 2

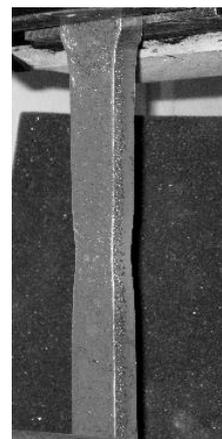


Рис. 2. Виды пропорциональных плоских образцов после разрушения

На рис. 3, 4 приведены термограммы для 10 кадра (конец упруго стадии работы материала) и 132 кадра (стадия начала разрушения – образование шейки). Сопоставление данных названных рисунков позволяет видеть, что температура приповерхностных слоев металла отличается от температуры металла, расположенного в срединной части образца. Из рис. 4, б следует, что в сечении, ближайшем к захвату испытательной машины (красная линия на рис. 4, а и 4, б) распределение деформационной температуры по ширине образца одинаково. С удалением от захвата машины (синяя, зеленая, розовая линии) температура приповерхностных слоев отличается в большую сторону от соответствующей для срединных слоев. Превышение деформационной температуры поверхностных слоев над срединными зависит от стадии деформирования материала образца. В конце упругой стадии работы образца температуры отличаются на 1,7 °С, а в начале

разрушения с образованием шейки превышение температур поверхностных слоев достигало 4,5 °С. В стадии образования шейки (рис. 2) компьютерное термографирование позволило выявить полость в средней части опасного сечения (точка с температурой 32,87 °С), не видимую визуально. Данные термограмм 10 и 132 и соответствующие графики изменения температур поверхности показали, что зарождение разрушения в опасном сечении образца происходило в зоне проявления максимальной температуры поверхности. Это подтверждалось и другими термограммами фильма.

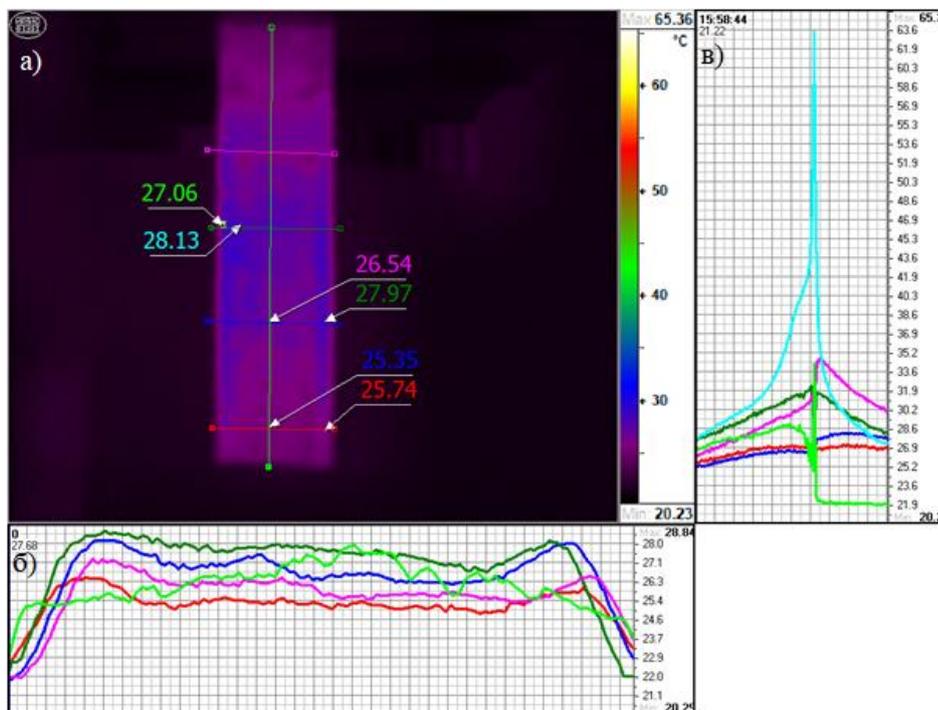


Рис. 3. Термограмма (кадр 10) деформирования образца 2 (а) и графики изменения температур поверхности по выделенным линиям (б) и точкам за время испытания образца (в)

Объяснить неодинаковый деформационный нагрев можно, исходя из различий в деформированном состоянии приповерхностных и внутренних слоев материала растянутого образца. Материал приповерхностных слоев имеет меньшее сопротивление деформированию. Напряженное состояние тонкого приповерхностного слоя в первом приближении можно характеризовать плоским напряженным состоянием. Материал средней части толстого (16–40 мм) образца работает в условиях близких к плоскому деформированному состоянию и оказывает большее сопротивление сдвиговым деформациям. Так как нагрев материала происходит за счет теплообразования в полосах сдвигов [5], то эту особенность деформирования приповерхностных слоев материала и проявляет их большая деформационная температура.

Взаимосвязь между машинной диаграммой образцов 1 толщиной 8 мм и 20 мм и соответствующими максимальными деформационными температурами гладких образцов (желтый и оранжевый цвета) показана на рис. 5.

Растяжение пластин с боковыми надрезами. Такие пластины толщиной 20 мм и данные их термографии при растяжении показаны на рис. 6–15. Надрезы выполнялись как на меньшей стороне пластины, так и на большей (рис. 6).

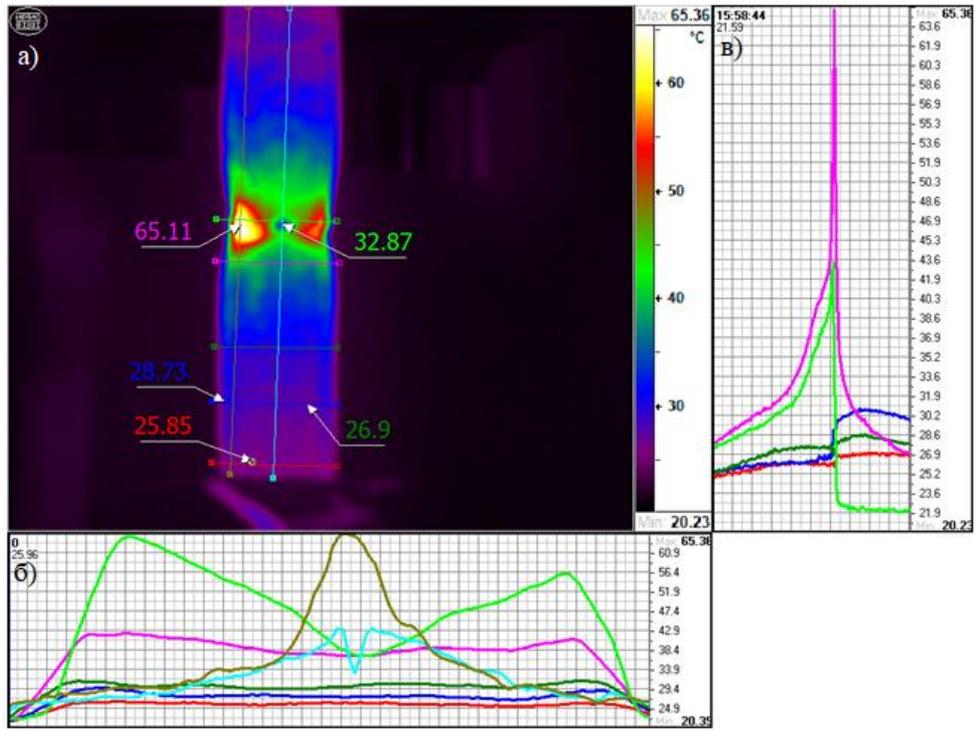


Рис. 4. Термограмма (кадр 132) деформирования образца 2 при образования шейки (а) и графики изменения температур поверхности по выделенным линиям (б) и точкам за время испытания образца (в)

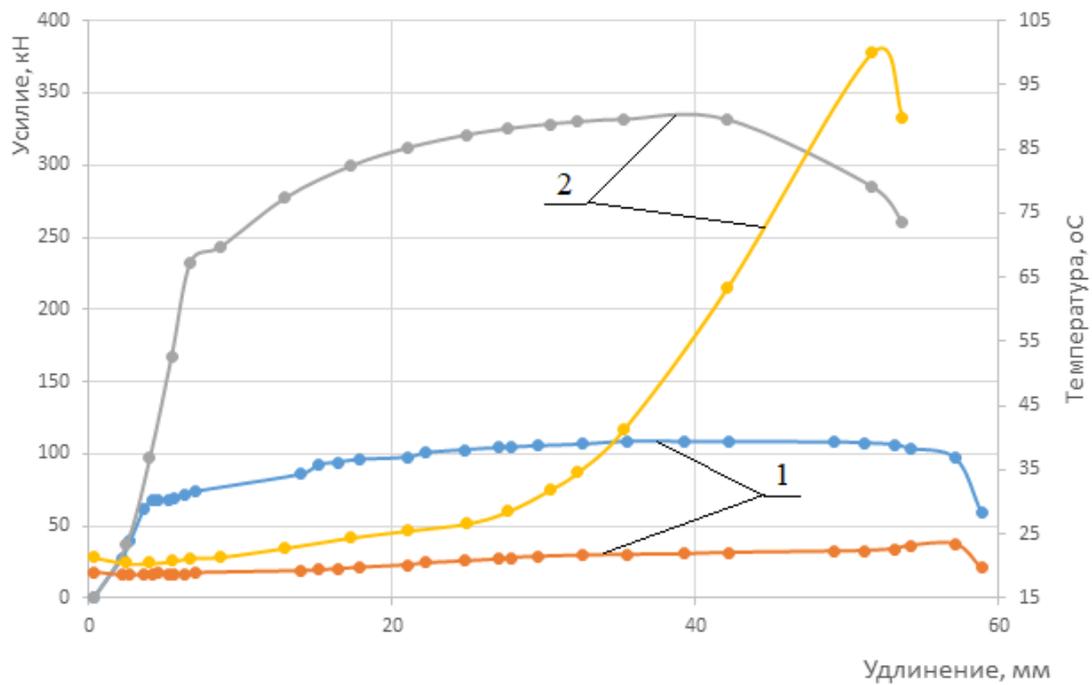


Рис. 5. Машинные диаграммы для пропорциональных образцов толщиной 8 мм (1) и 20 мм (2) и изменение соответствующих максимальных деформационных температур

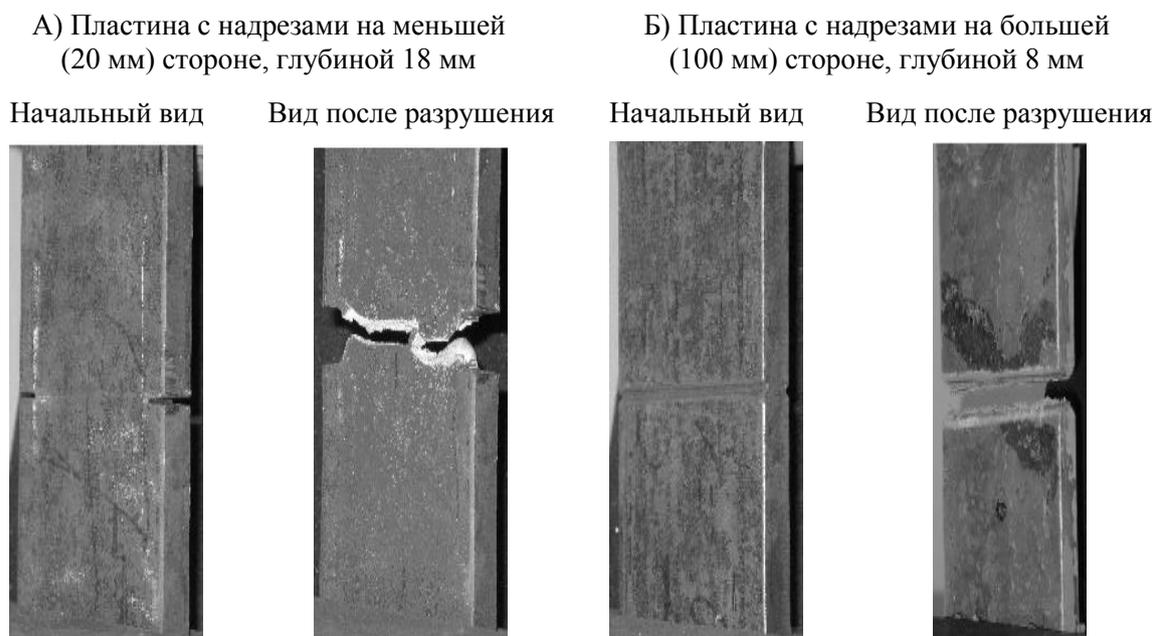


Рис. 6. Вид пластин с боковыми симметричными надрезами

Пластина А. Вид деформированного образца и термограмма с графиками для образца с надрезом на меньшей стороне, вид излома приведены на рис. 7–9.

Термограмма кадра 48 для пластины с надрезами на меньшей стороне (рис. 8) проявляет несколько иную схему нагрева металла. Так, при последовательном движении линии от захватов к опасному сечению увеличение температуры наблюдается в средних слоях образца (на 6–7 °С выше, чем в крайних). Частично это можно объяснить особенностями деформирования металла боковой кромки, примыкающей к надрезу. На рис. 7, а показан деформируемый образец с отслоившейся окалиной на участках, где произошли пластические деформации.

Наблюдение поверхности при возрастании силы P показало, что отслоение началось у дна надреза и развивалось в областях, выделенных цифрой 1. При этом средняя часть образца, выделенная цифрой 2, сохраняла на поверхности окалину до момента зарождения трещины в дне надреза, т. е. находилась в упругом состоянии. Пластические деформации развивались в средней части образца вне области 2.

Описанную последовательность деформирования образца подтверждает и анализ кинетики температурного поля поверхности в процессе нагружения (рис. 8, б, в). Последовательные термо- и видеокadres показали монотонное возрастание до максимума температуры у дна надреза, сопровождающееся первым отслоением окалины. Процесс изменения температуры поверхности в точке «38,13» (точка поверхности с температурой поверхности 38,13 °С в момент фиксации термокадра) за время нагружения образца до разрушения показан на графике рис. 7, в (линия выделена красным цветом). Изменение температуры по сечениям поверхности 5–8 (рис. 7, а, рис. 7, б) показывает, что в сечениях 5, 6 температура поверхности не изменялась в процессе нагружения. В сечении 7, проходящем через зону отслоения окалины, температура поверхности в средней части образца выше на 3,0–3,5 °С, чем в крайней. Максимальная температура металла поверхности достигала 70 °С.

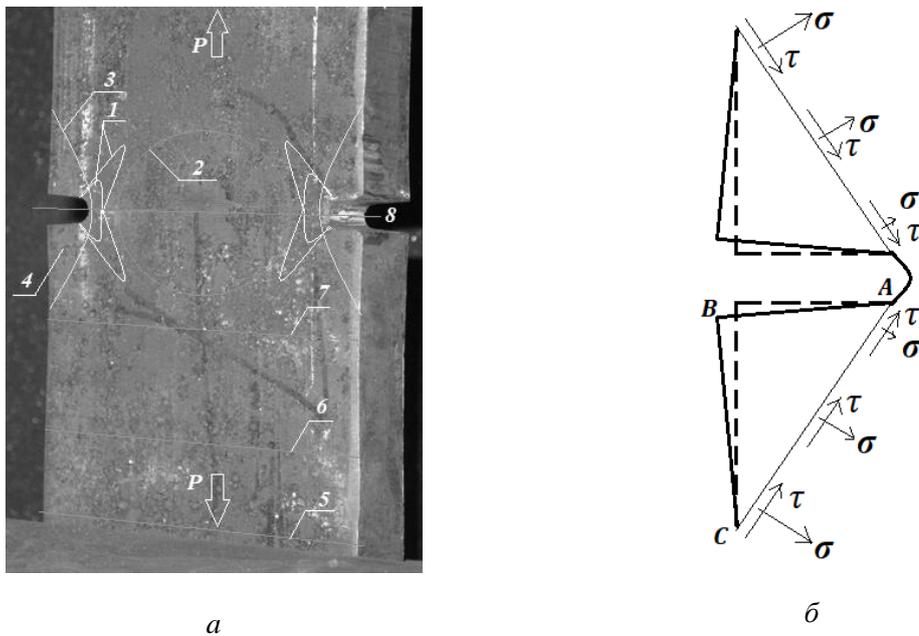


Рис. 7. Вид деформируемого образца с надрезами на меньшей стороне и поясняющими схемами

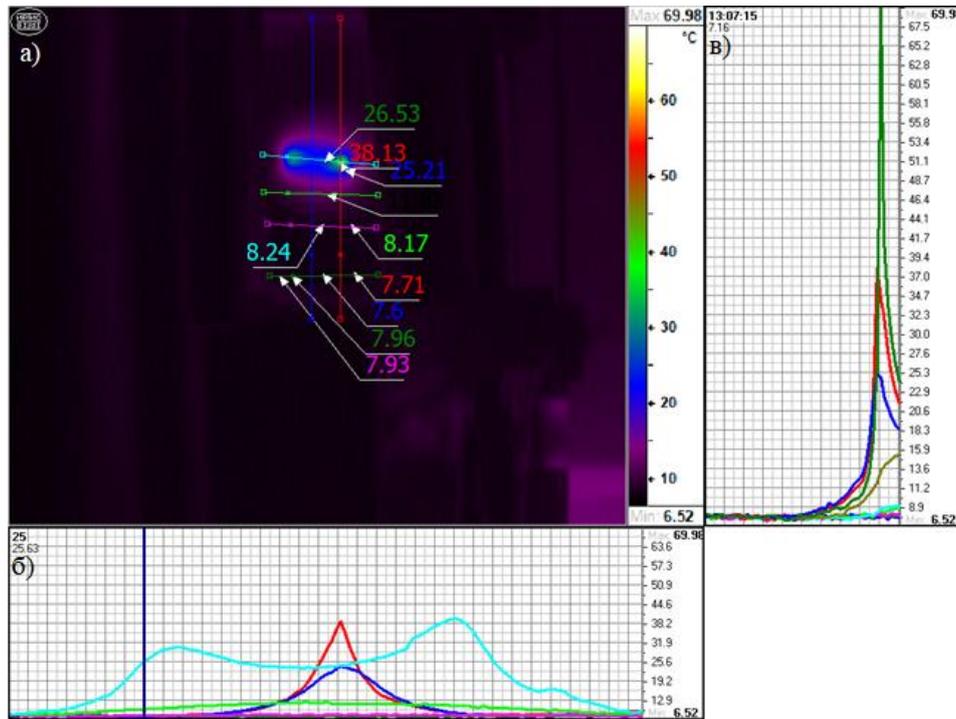


Рис. 8. Термограмма (кадр 48) деформирования образца при образовании шейки (а) и графики изменения температур поверхности по выделенным линиям (б) и точкам за время испытания образца (в)

На рис. 7, а можно заметить, что примыкающие к надрезу участки образца в процессе деформирования теряют устойчивость положения, выразившемся в изменении первоначального положения (штриховые линии на рис. 7, б) на новое (сплошные линии на рис. 7, б), т. е. призма с основанием ABC и высотой, равной толщине листа, под действием напряжений σ и τ потеряла устойчивость. Металл в объеме призмы практически

не деформировался. Температура ее основания начала незначительно возрастать только после зарождения трещины в надрезе.

Излом такой толстой пластины квазихрупкий (рис. 9) с началом зарождения трещины в зоне пластических деформаций у основания надреза.

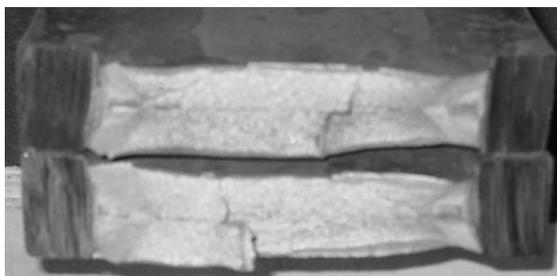


Рис. 9. Вид излома образца типа А

Пластина Б (испытание при комнатной температуре). Излом пластины типа Б – хрупкий (рис. 10). Температурное поле поверхности образца типа Б за секунду до излома представлено на рис. 11. Сопоставление термограмм для образцов двух типов, с одинаковой скоростью деформирования показывает, что температура поверхности образца при хрупком изломе значительно ниже, чем при вязком. Это объясняется большой скоростью движения магистральной трещины (сопоставимой со скоростью звука в стали) в практически упругом материале. Пластические деформации даже в тонком поверхностном слое в основании надреза боковой поверхности образца не успевают развиваться.

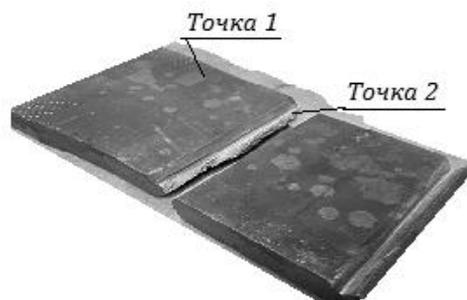


Рис. 10. Вид излома образца типа Б

Изменение температуры образца в выделенных точках 1 и 2 (рис. 10) при деформировании образца показано на рис. 12.

Пластина Б (испытание при низкой температуре). Начальная температура образца после установки в захваты испытательной машины равнялась минус 43°С (рис. 13). Излом пластины типа Б – хрупкий (рис. 13). Распределение температур поверхности показано на рис. 14.

Рис. 14 и 15 показывают, что массивные захваты, имеющие комнатную температуру, достаточно быстро передают тепло примыкающим охлажденным частям образца, что привело к повышению температуры образца на 20 °С за примерно 4,5 минуты. В очаге зарождения трещины температура металла поднималась от минус 26 °С до максимального значения плюс 11,5 °С.

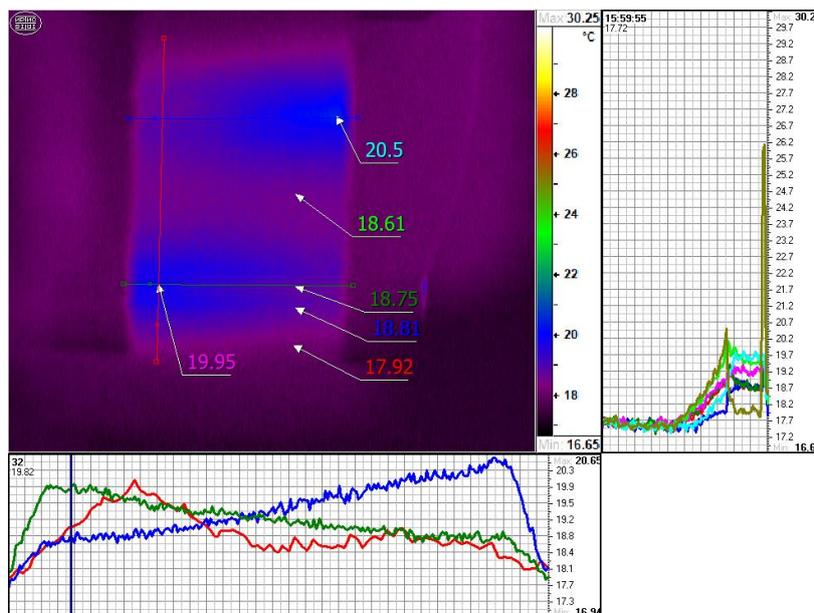


Рис. 11. Термограмма (кадр 87) деформирования образца типа Б за секунду до излома (а) и графики изменения температур поверхности по выделенным линиям (б) и точкам за время испытания образца (в)

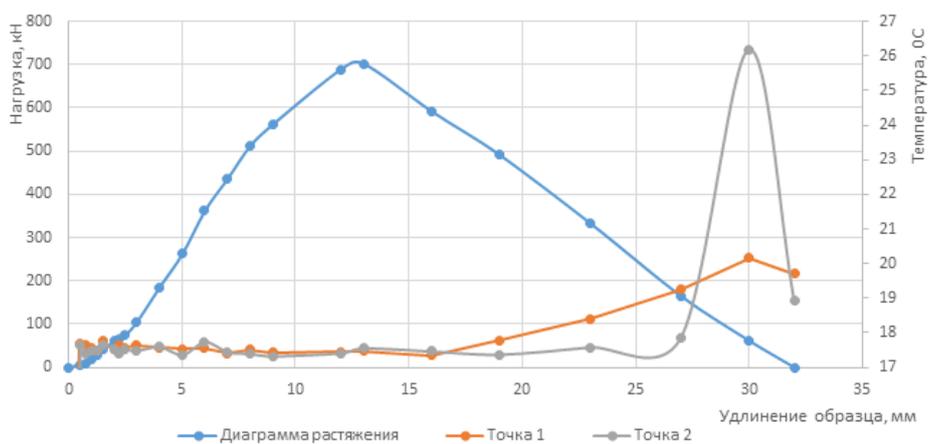


Рис. 12. Взаимосвязь максимальных температур в точках 1 и 2 с машинной диаграммой

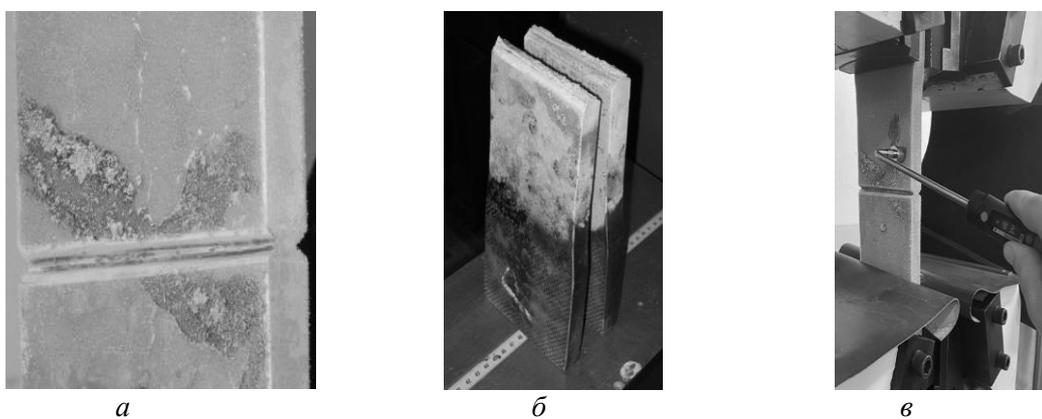


Рис. 13. Вид предварительно охлажденного образца типа Б с одним парным надрезом до и после нагружения

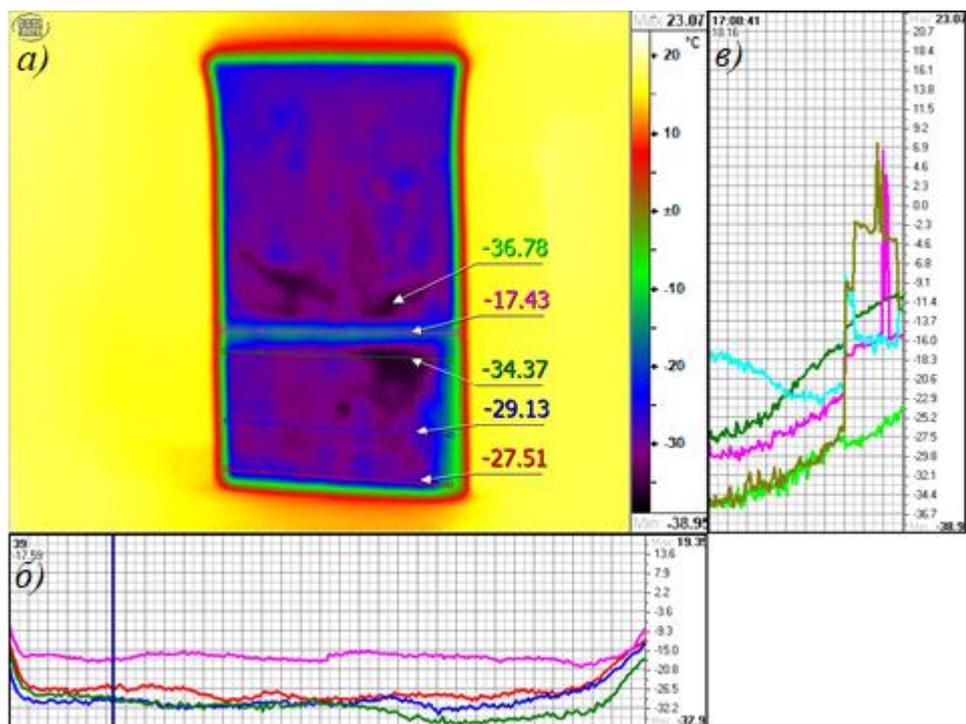


Рис. 14. Термограмма (кадр 1 из 128) деформирования охлажденного образца типа Б (а) и графики изменения температур поверхности по выделенным линиям (б) и точкам за время испытания образца (в)

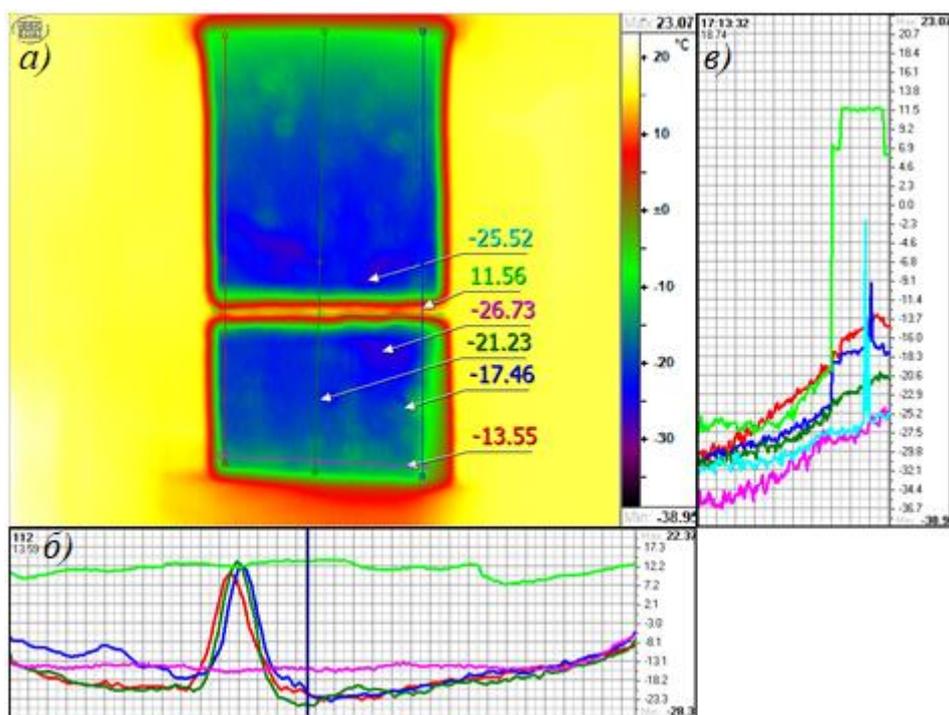


Рис. 15. Термограмма (кадр 123 из 128) деформирования охлажденного образца типа Б (а) и графики изменения температур поверхности по выделенным линиям (б) и точкам за время испытания образца (в)

Заключение.

1. В статье экспериментально обоснована возможность применения инфракрасной компьютерной термографии для исследований закономерностей зарождения, распространения и локализации пластической деформации в стальных элементах при их деформировании при комнатных температурах и после предварительного охлаждения.

2. Для гладких образцов с удалением от захвата машины температура приповерхностных слоев отличается в большую сторону от соответствующей для срединных слоев. Превышение деформационной температуры поверхностных слоев над срединными зависит от стадии деформирования материала образца. В конце упругой стадии работы образца температуры отличаются на 1,7 °С, а в начале разрушения с образованием шейки превышение температур поверхностных слоев достигало 4,5 °С.

3. В образцах с боковыми надрезами с удалением от захвата машины температура поверхности не изменялась в процессе нагружения. В сечениях, проходящих через зону отслоения окалины вблизи надрезов, температура поверхности в средней части образца выше на 3,0–3,5 °С, чем в крайней. Максимальная температура металла поверхности при деформировании достигала 70 °С.

4. Примыкающие к надрезу участки образца в процессе деформирования теряют устойчивость положения, проявившуюся в изменении первоначального положения на деформированное. При этом примыкающий к надрезу металл в форме призмы с треугольным основанием и высотой, равной толщине листа, под действием нормальных и касательных напряжений терял устойчивость. Металл в объеме призмы практически не деформировался. Температура основания призмы начала незначительно возрастать только после зарождения трещины в надрезе.

ЛИТЕРАТУРА

1. Жильмо, Л. Характеристика свойств конструкционных сталей работой предельной деформации // *Современные проблемы металлургии: Сб. науч. тр. ИМЕТ.* – М.: АН СССР, 1957. – С. 572–582.
2. Красневский, С. М. Разрушение металлов при пластическом деформировании // С. М. Красневский, Е. М. Макушок, В. Я. Щукин. – Минск : Наука и техника. – 1983. – 173 с.
3. Потапкин, А. А. Проектирование стальных мостов с учетом пластических деформаций / М.: Транспорт, 1984. – 201 с.
4. Панин, В. Е. Природа локализации пластической деформации твердых тел // В. Е. Панин, В. Е. Егорушкин, А. В. Панин, Д. Д. Моисеенко / *Журнал технической физики.* – 2007. – Т. 77. – Вып. 8. – С. 62–69.
5. NDE Handbook: Non-Destructive Examination Methods for Condition Monitoring/ Knud G. Vøving (Editor). – Butterworth-Heinemann. – 2014. – 428 p.
6. Тепловой неразрушающий контроль изделий / О. Н. Будадин [и др.]. – М.: Наука, 2002. – 472 с.
7. Вавилов В. П. Инфракрасная термография и тепловой контроль / В. П. Вавилов. – 2 изд. – М.: Спектр, 2013. – 575 с.
8. Мойсейчик, Е. А. Тепловой контроль материалов, стальных конструкций и машин: монография / Е. А. Мойсейчик. – Минск : Ковчег, 2022. – 200 с.
9. Сокоиков, М. А. Исследование локализации пластической деформации и разрушения при динамическом нагружении методом инфракрасной термографии // М. А. Сокоиков / *Вестник Пермского университета.* – 2018. – Вып. 2 (40). – С. 52–57.
10. Изюмова А. Ю., Вшивков А. Н., Прохоров А. Е., Плехов О. А., Венкантраман Б. Исследование эволюции источников тепла в процессе упругопластического деформирования титанового сплава ОТ4-0 на основе контактных и бесконтактных измерений // *Вестник ПНИПУ. Механика.* – 2016. – № 1. – С. 68–81.
11. Костина А. А., Баяндин Ю. В., Плехов О. А. Моделирование процесса накопления и диссипации энергии при пластическом деформировании металлов // *Физическая мезомеханика.* – 2014. – Т. 17. № 1. – С. 43–49.

12. Мойсейчик, Е. А. Моделирование работы и термография растянутых сварных соединений стальных конструкций с парными накладками / Е. А. Мойсейчик, С. Д. Шафрай // Вестн. гражд. инженеров. – 2014. – № 6 (47). – С. 58–63.

13. Moysychik, E. A. Analyzing patterns of heat generated by the tensile loading of steel rods containing discontinuity-like defects / E. A. Moysychik, V. P. Vavilov // International Journal of Damage Mechanics. – 2018. – Vol. 27. – Iss. 6. – P. 950–960.

14. Oliferuk W., Maj M., Zembrzycki K. Determination of the Energy Storage Rate Distribution in the Area of Strain Localization Using Infrared and Visible Imaging // Exp. Mech. – 2015. – V. 55. – P. 753–760.

15. Пантелеев, К. В. Диагностика локальных изменений пластической деформации по работе выхода электрона // К. В. Пантелеев, А. И. Свистун, А. Л. Жарин / Приборы и методы измерений. – 2015. – № 1 (10). – С. 56–63.

Поступила 16.12.2023

УДК 621.83.06

Прудников А. П.

ПРОЧНОСТНОЙ И ТЕПЛОВОЙ АНАЛИЗ ПЛАНЕТАРНОЙ ТОРОВОЙ ВИНТОВОЙ ПЕРЕДАЧИ

Белорусско-Российский университет, Могилев, Беларусь

В статье рассмотрена конструкция малогабаритной планетарной торовой винтовой передачи с радиальной компоновкой звеньев, обладающей высокими нагрузочной способностью, плавностью и кинематической точностью, широким диапазоном реализуемых передаточных отношений, предназначенной для приводов мехатронных модулей, роботов и манипуляторов, создания мотор-редукторов, буровой техники, механизированных приспособлений. Проведен прочностной и тепловой анализ планетарной торовой винтовой передачи, в том числе с использованием метода конечных элементов. Прочностной анализ позволяет получить зависимости для определения геометрических параметров основного элемента передачи (составного ролика), исходя из действующих на него усилий. Тепловой анализ позволяет установить картину распределения тепла в передаче и доказывает, что передача несмотря на компактные размеры эффективно рассеивает тепло.

Введение. Планетарная торовая винтовая передача благодаря своим малым габаритным размерам (до 200 мм) и высокой нагрузочной способности вследствие многопоточности [1] может применяться в качестве редуцирующих узлов в мехатронных модулях, роботах и манипуляторах, мотор-редукторах, буровой технике, механизированных приспособлениях.

Конструкция передачи приведена на рис. 1.

Принцип действия передачи заключается в том, что вращение ведущего вала 1, на торцевой торовой поверхности которого выполнена винтовая беговая дорожка 2, вынуждает поворачиваться вокруг своих осей составные ролики 5. В свою очередь составные ролики, совершая вращательное движение, взаимодействуют с беговыми дорожками 4, нарезанными на зафиксированном в корпусе передачи звене 3. Таким образом, составные ролики 5 посредством пальцев 6 одновременно взаимодействуют с беговыми дорожками 2 и 4. В результате наложенные связи вынуждают вращаться с редуциацией ведомый вал 7, в котором установлены составные ролики [2].

В качестве кривых, для образования беговых дорожек, предложено использовать Архимедову спираль, расположенную на торовой поверхности, образуемой рабочими

поверхностями ведущего и заторможенного звеньев [1]. Соответственно полученную передачу предложено называть планетарная торовая винтовая передача с радиальной компоновкой звеньев.

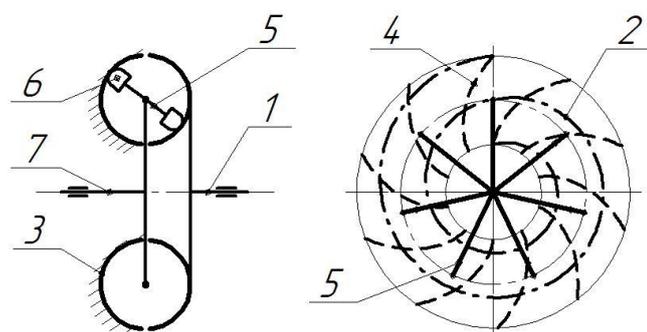


Рис. 1. Схема планетарной торовой винтовой передачи:
1 – ведущий вал; 2, 4 – беговые дорожки; 3 – зафиксированное звено; 5 – составной ролик;
6 – палец составного ролика; 7 – ведомый вал

Передаточное отношение определяется как

$$u = Z_1 \cdot Z_2 + 1, \quad (1)$$

где Z_1 – число витков винтовой линии (Архимедовой спирали), образующей беговую дорожку на ведущем звене; Z_2 – число канавок, представляющих собой часть винтовой линии (Архимедовой спирали), и образующих беговые дорожки на заторможенном звене.

Передаточное отношение может достигать 100 в одной ступени при сохранении малых радиальных габаритных размеров передачи.

Высокая нагрузочная способность, плавность и кинематическая точность передачи обеспечиваются распределением силовых потоков между составными роликами, причем в передаче нагрузки участвует около 90 % от общего количества составных роликов.

Максимальное возможное количество составных роликов можно определить следующим образом:

$$n_{\max} = \frac{Z_2}{Z_1} + Z_1. \quad (2)$$

Прочностной анализ планетарной торовой винтовой передачи позволит разработать алгоритм расчета геометрических параметров основных элементов передачи, исходя из действующих в ней усилий.

Поскольку основные узлы передачи вписаны в малые габаритные размеры и КПД соответствует червячным редукторам [3] для планетарной торовой винтовой передачи необходим тепловой расчет.

Прочностной и тепловой расчет. В планетарной торовой винтовой передаче звеном, на которое действуют наибольшие нагрузки и соответственно в котором возникают наибольшие напряжения, является составной ролик [3]. При прочностном анализе необходимо выполнить расчет пальцев составного ролика по контактным напряжениям и напряжениям изгиба. Поскольку пальцы могут быть выполнены как со сферической наружной поверхностью, так и цилиндрической (рис. 2) проанализируем оба случая.

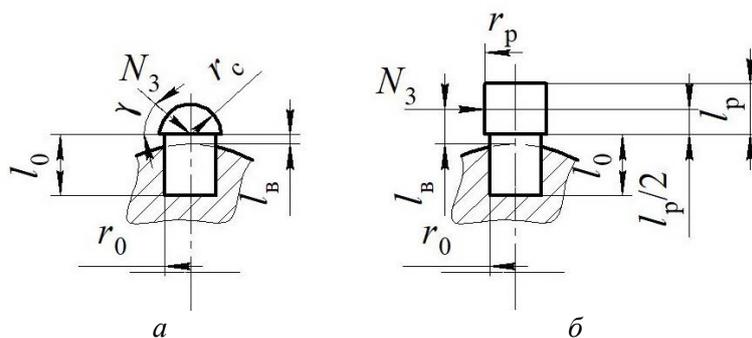


Рис. 2. Схема установки пальца в составном ролике и действующих на него сил:
a – со сферической формой наружной поверхности пальца; *б* – с цилиндрической формой наружной поверхности пальца

Рассматриваемые напряжения определим для пальца, взаимодействующего с беговой дорожкой на зафиксированном в корпусе звене, поскольку от беговой дорожки на ведущем звене действующая на палец сила в несколько раз меньше [3].

Максимальные контактные напряжения определяются на основании формул Герца [4, с. 531–532]. Так для пальцев с цилиндрической формой наружной поверхности:

$$\sigma_{H3} = 0,19 \cdot 10^6 \cdot \sqrt{\frac{N_3}{r_p \cdot l_p}}, \quad (3)$$

где N_3 – сила, действующая на палец составного ролика со стороны беговой дорожки на зафиксированном звене, Н; r_p – радиус наружной цилиндрической поверхности пальца, м; l_p – длина поверхности пальца, контактирующей с беговой дорожкой, м.

Для пальцев со сферической формой наружной поверхности при расчете напряжений необходимо учесть, что беговые дорожки нарезаются сферической фрезой радиусом большим радиуса наружной сферической поверхности пальца приблизительно на 3%. После необходимых преобразований получаем, что максимальные контактные напряжения определяются по формуле

$$\sigma_{H3} = 17,21 \cdot 10^6 \cdot \sqrt[3]{\frac{N_3}{r_c^2}}, \quad (4)$$

где r_c – радиус наружной сферической поверхности пальца, м.

Полученные зависимости позволяют определить минимально возможный радиус наружной поверхности пальца, а, следовательно, и фрезы для нарезания беговых дорожек.

Проверка на прочность при изгибе для пальца составного ролика выполняется аналогично проверке зубьев цилиндрических колес, поскольку пальцы имеют аналогичное напряженное состояние [5, с. 146].

Напряжение изгиба в опасном сечении (рис. 2) для пальца составного ролика определяется по формуле

$$\sigma_F = \frac{2 \cdot N_3 \cdot (2 \cdot l_B \cdot \cos \gamma - r_0 \cdot \sin \gamma)}{\pi \cdot r_0^3} \leq [\sigma_F], \quad (5)$$

где l_g – расстояние от точки приложения силы на оси вращения пальца до опасного сечения, м; η – радиус посадочной цилиндрической поверхности пальца, посредством которой он базируется в составном ролике м; γ – угол наклона реакции N_3 относительно плоскости перпендикулярной оси вращения пальца (для пальца с цилиндрической наружной поверхностью равен нулю), рад; $[\sigma_F]$ – допускаемое напряжение изгиба, Па.

Исходя из допускаемых напряжений изгиба можно определить минимально возможный размер пальца η . В свою очередь l_0 можно найти из допускаемых напряжений смятия, формула для нахождения l_0 приведена в [6].

Уравнение теплового баланса для планетарной торовой винтовой передачи аналогично таковому для червячной передачи [5, с. 226].

Большая часть потерь энергии возникает при взаимодействии пальцев составных роликов с соответствующими беговыми дорожками. А именно вследствие возникающих потерь на трение в местах установки пальцев в составных роликах (рис. 2) и из-за разности скоростей на наружной поверхности пальцев, посредством которой они контактируют с беговыми дорожками.

Зная КПД передачи (без учета потерь в подшипниках), количество составных роликов и соотношение сил, действующих на составной ролик со стороны ведущего и зафиксированного звеньев [3], можно определить потери энергии на каждом пальце составного ролика.

Для пальца, взаимодействующего с беговой дорожкой на ведущем валу потери энергии определяются по формуле

$$W_1 = \frac{P_1 \cdot (1 - \eta)}{n_p} \cdot \frac{N_1}{N_3}, \quad (6)$$

где P_1 – мощность на ведущем валу передачи, Вт; η – КПД передачи; n_p – количество составных роликов, передающих нагрузку; N_1 – сила, действующая на палец составного ролика со стороны беговой дорожки на ведущем валу, Н.

Потери энергии для пальцев, взаимодействующих с беговой дорожкой на зафиксированном звене определяются по формуле

$$W_3 = \frac{P_1 \cdot (1 - \eta)}{n_p} - W_1. \quad (7)$$

Компьютерное моделирование. Для подтверждения правильности полученных зависимостей для расчета на прочность элементов составного ролика воспользуемся методом конечных элементов. Расчет выполним в пакете Ansys, реализующим метод конечных элементов, для пальцев со сферической формой наружной поверхности, поскольку для них действуют наибольшие силы [3].

Для упрощения расчетной модели выполним моделирование только составного ролика (со сферической формой наружной поверхности пальцев) и зафиксированного звена. При моделировании исследуемой передачи использовались следующие исходные параметры: число периодов винтовой линии, образующей беговую дорожку на ведущем звене $Z_1 = 2$; число беговых дорожек на зафиксированном звене $Z_3 = 10$ число составных роликов $n_p = 7$; размеры торовой поверхности: $R_3 = 28$ мм, $r = 14$ мм; размеры пальца: $r_c = 3,75$ мм, $r_0 = 3,6$ мм, $l_g = 0,7$ мм. В качестве материала для моделируемых звеньев принимается

сталь. Нагрузку задаем в виде вращающего момента, действующего на один составной ролик, равного $4,17 \text{ Нм}$ (исходя из момента на ведомом валу $M_2 = 50 \text{ Нм}$) [7].

На рис. 3 приведены сетка разбиения на конечные элементы, действующие сила и ограничения, результаты прочностного анализа элементов составного ролика с помощью метода конечных элементов.

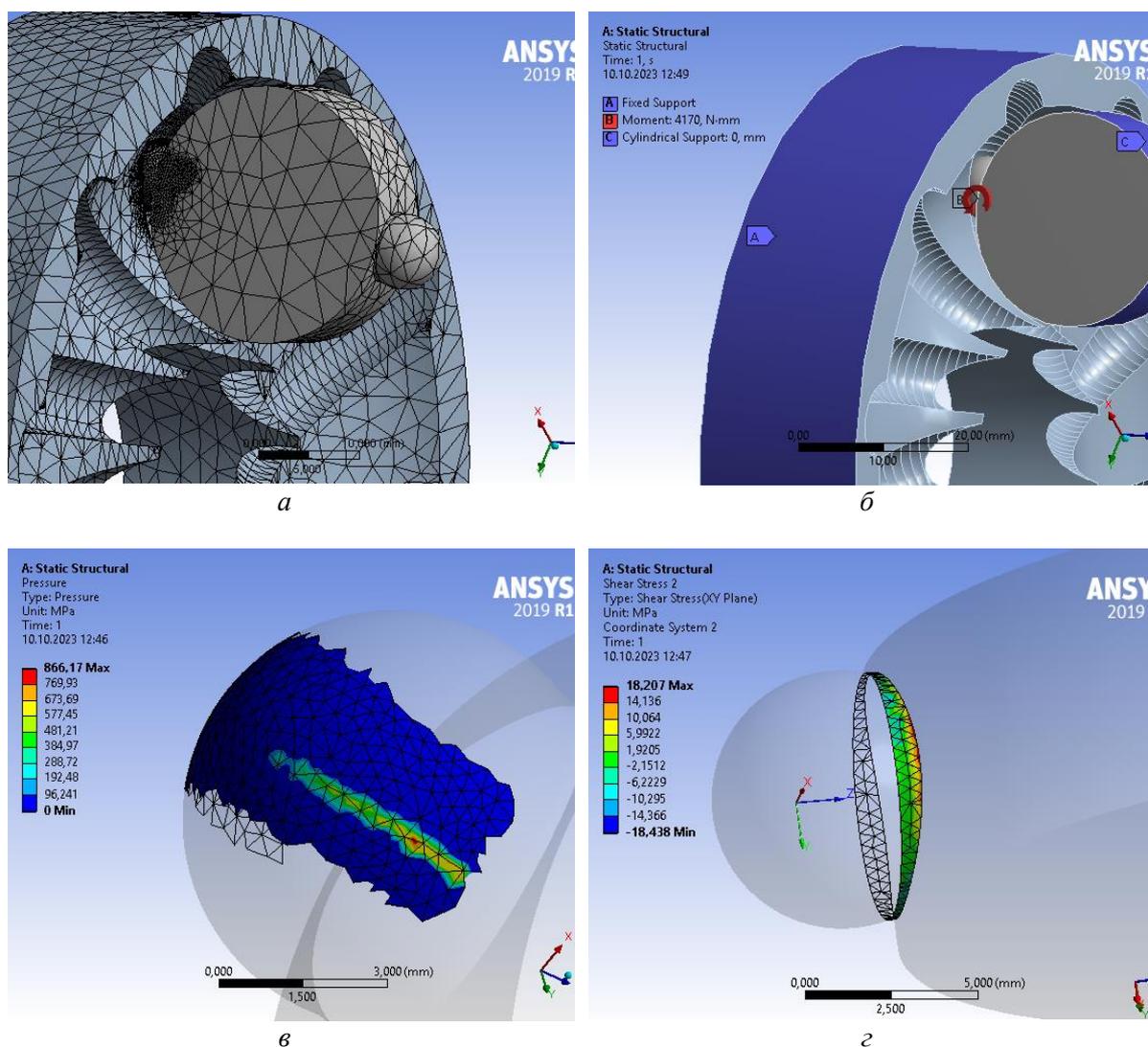


Рис. 3. Результаты анализа напряжений:

- а* – сетка разбиения на конечные элементы; *б* – действующие сила и ограничения;
- в* – распределение контактного давления при взаимодействии пальца составного ролика с беговой дорожкой на зафиксированном звене;
- г* – напряжения изгиба для пальца в опасном сечении

Расхождение между результатами расчета, определенных с помощью метода конечных элементов и выведенных теоретических зависимостей не превышает 5 %, что подтверждает адекватность полученных зависимостей.

Для анализа распределения тепла в планетарной торовой винтовой передаче также был применен метод конечных элементов. В качестве исходных данных при моделировании задавались следующие параметры: число периодов винтовой линии, образующей беговую дорожку на ведущем звене $Z_1 = 3$; число беговых дорожек на зафиксированном

звене $Z_3=12$; число составных роликов $n_p=7$; размеры торовой поверхности: $R = 32$ мм, $r = 16$ мм; размеры пальца $r_c = 5$ мм; КПД передачи 0,86 [7]; вращающий момент на ведущем валу 8 Нм; частота вращения ведущего вала 1000 мин^{-1} ; конвекция с поверхности корпуса передачи $10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; пластичная (графитовая) смазка пальцев составного ролика и беговых дорожек; образуемые в результате потерь энергии тепловые потоки для пальцев рассчитывались по ранее выведенным зависимостям (6)–(7). В качестве материала для моделируемых звеньев принималась сталь.

На рис. 4 приведены граничные условия задачи стационарной теплопроводности и результаты теплового анализа планетарной торовой винтовой передачи. Полученные результаты позволяют сделать вывод, что поскольку нагрузка в передаче распределяется по потокам, то и температура в редукторе распределяется равномерно по составным роликам, пальцы которых имеют наибольшую температуру в передаче. От составных роликов тепло передается на ведомый вал, который из-за малой поверхности охлаждения является вторым по наибольшему нагреву звеном передачи. Ведущее и зафиксированное звено, обладая большими массогабаритными параметрами и контактируя с корпусом передачи хорошо рассеивают тепло.

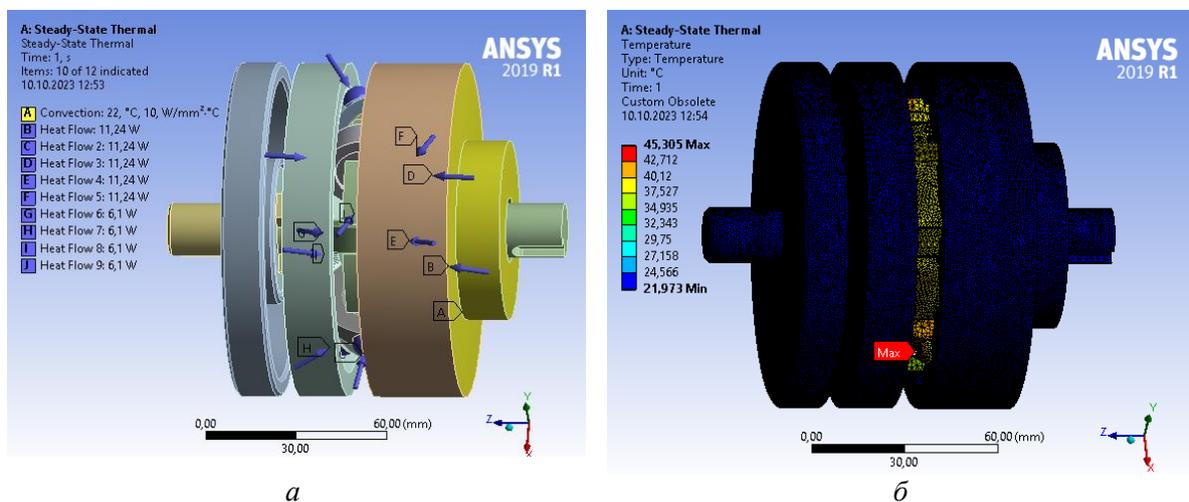


Рис. 4. Тепловой анализ исследуемой передачи (корпус не показан):
а – граничные условия; *б* – результаты расчета температурного состояния

Проведенный тепловой анализ показал, что при передаваемой мощности до 2 кВт планетарная торовая винтовая передача с радиальными габаритными размерами корпуса от 100 мм до 200 мм может использоваться в приводах постоянного действия, а при большей мощности – в приводах периодического действия, и исходя из этого она может применяться в качестве редуцирующих узлов в мехатронных модулях и роботах.

Заключение. В ходе прочностного расчета планетарной торовой винтовой передачи получены зависимости, позволяющие выполнить расчет геометрических параметров пальцев составных роликов, являющихся наиболее нагруженными элементами передачи. Адекватность полученных зависимостей подтверждена с помощью метода конечных элементов.

Проведенный тепловой анализ передачи позволяет заключить, что несмотря на компактные размеры и применение пластичных смазочных материалов передача эффективно рассеивает тепло.

ЛИТЕРАТУРА

1. Prudnikov, A. P. Planetary torus helical transmission / A. P. Prudnikov // International Conference on Mechanical Engineering and Modern Technologies. – 2020. – Vol. 795. – P. 1–6.
2. Прудников А. П. Сферическая передача с фиксированным расположением промежуточных тел качения / А. П. Прудников // Материалы, оборудование и ресурсосберегающие технологии: материалы междунар. науч.-техн. конф./ М-во образования Респ. Беларусь, М-во науки и высшего образования Рос. Федерации, Белорус. – Рос. ун-т; редкол.: М. Е. Лустенков (гл. ред.) [и др.]. – Могилев: Белорус. – Рос. ун-т, 2019. – С. 100.
3. Прудников А. П. Определение действующих сил в планетарной торовой винтовой передаче / А. П. Прудников // Новые материалы, оборудование и технологии в промышленности: материалы междунар. науч.-техн. конф. молод. ученых / М-во образования Респ. Беларусь, М-во науки и высшего образования Рос. Федерации, Белорус.-Рос. ун-т; редкол.: М. Е. Лустенков (гл. ред.) [и др.]. – Могилев: Белорус. – Рос. ун-т, 2020. – С. 68.
4. Биргер, И. А. Расчет на прочность деталей машин: справ. / И. А. Биргер, Б. Ф. Шорр, Г. Б. Иосилевич. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1993. – 640 с.
5. Иванов, М. Н. Детали машин: Учебник / М. Н. Иванов, В. А. Финогенов. – 15-е изд., испр. – М.: Юрайт, 2016. – 408 с.
6. Прудников, А. П. Силовой и прочностной анализ передачи с фиксированным расположением промежуточных тел качения / А. П. Прудников, А. Д. Бодунова // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2020. – № 3 (68). – С. 86–96.
7. Прудников, А. П. Распределение сил между звеньями планетарной торовой винтовой передачи / А. П. Прудников, А. Д. Бодунова // Вестник ГГТУ им. П. О. Сухого: научно-практический журнал. – 2021. – № 2. – С. 5–14.

Поступила 02.11.2023

REFERATS

MECHANICAL ENGINEERING TECHNOLOGY

UDK 621.7

Azhar A. V., Kolesnikov L. A., Yatskevich O. K.

ASSESSMENT OF PRODUCTIVITY OF MACHINING WITH AXIAL TOOLS IN AUTOMATED PRODUCTION

The simulation modelling of axial tool machining process in automated manufacturing is described. The purpose of the simulation is to select both tools and cutting modes according to the criterion of minimum cost of part manufacturing. Main, auxiliary processing time, tool wear, and equipment cost are taken into account. Using a typical part as an example, the possibility of reducing the manufacturing cost by more than three times by using combination axial tools and all equipment capabilities is shown.

UDK 621.91

Azhar A. V., Minasyan G. O., Yakimovich A. M

ANALYSIS OF THE OPERATIONAL TIME OF COMBINED AXIAL TOOLS BASED ON THE RESOURCE MODEL

The types of fastening holes and technological methods for processing them using standard and combined axial tools (CAT) are considered. Existing strategies and mathematical models for optimizing the operations of machining holes and recommendations for assigning cutting modes when using CAT are presented. A model for optimizing cutting modes during the operation of a cutting tool according to the criteria for maximum use of tool life is proposed. An analysis of the effectiveness of combined machining of fastening holes on CNC machines was carried out on the basis of accepted and new strategies for controlling the cutting process according to the criteria of maximum time, piece time between failures, total (resource) production and maximum tool productivity.

UDK 621.923.04

Akulovich L. M., Sergeev L. E.

SYNERGETIC RELATIONSHIP OF TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF MAGNETIC ABRASIVE TREATMENT OF COMPLEX PROFILE SURFACES OF ROTATION

The article shows that the formation of the topography of the surfaces of friction pairs, which reduces the wear of the mating surfaces of parts, occurs during their manufacture during finishing abrasive treatment operations, among which magnetic abrasive treatment with an elastic tool is one of the promising ones. A method is proposed to increase the productivity of magnetic abrasive treatment of complex surfaces of bodies of rotation, based on the identification of the effects of the interaction of technological factors and their synergy. The results of experimental studies of multi-criteria optimization of the technological process of magnetic abrasive treatment of complex surfaces of bodies of rotation are presented in the form of multifactor equations quantitatively describing the contribution of each generalized factor to the synergistic effect, which makes it possible to intensify the process of cutting off irregularities in hard-to-reach areas of a complex profile.

UDK 622.27

Basalai R. A.

MAIN DIRECTIONS OF INCREASING EFFICIENCY OF MASSIVE ROCK MILLING BY EXECUTIVE BODY OF TUNNELING MACHINE

An analysis of the designs of the executive bodies of two main types of tunneling and road-cutting machines has been carried out. Also there have been presented the results of full-scale experiments on a tunneling machine with coaxial rotors during its operation in the conditions of the mine of the potassium salt deposit, that were carried out in order to determine the loads on the teeth from cutting resistance forces of rock, as well as specific energy consumption for the operation of coaxial rotors. The main directions for increasing the efficiency of the executive bodies of tunneling machine by modernizing the milling and loading mechanisms, as well as optimizing the processes of interaction of rock-cutting elements (teeth) with the rock mass, are proposed.

UDK 621.791

Verameichyk A. I., Auchinnikau E. V., Onysko S. R., Sazonov M. I., Khvisevich V. M., Kheuk M. V.

IMPROVEMENT OF THE PROCESS OF SURFACE PLASMA HARDENING OF STEEL PRODUCTS BY A LOCAL HEAT SOURCE 45

Based on the analysis of the results of theoretical and experimental studies the process of surface plasma hardening of steel products 45, the optimal energy parameters of the plasma generator of the plasma installation, kinematic parameters of the plasma source, thermophysical characteristics of the surface layer of metal, which allows to improve the hardening process and create a surface layer of metal products with controlled mechanical properties.

UDK 621.793

Devoino O. G., Rudnitsky A. Y., Volodko A. S., Vegeera I. I.

TECHNOLOGY OF OBTAINING PROTECTIVE COATINGS BY GAS-FLAME SPRAYING FOLLOWED BY INDUCTION MELTING IN THE MODE OF QUENCHING FROM LIQUID STATE

The article describes the possibility of using the method of melting by means of HFI with simultaneous quenching from liquid state of nickel self-fluxing alloys. The article investigated the surface macrogeometry, as well as the influence of modes on cracking on the obtained coating and surface hardness. The article provides information on the influence of modes of induction treatment on cracking on physical and mechanical properties. The paper shows the possibility of using the HFI method with simultaneous quenching by washing with a jet of water from liquid state for fusion of nickel alloy coatings. The article states that by controlling the modes of melting, it is possible to control the physical and mechanical properties.

UDC 621.762.8

Zverko A. A., Dyachkova L. N.

COMPOSITE IRON-BASED MATERIALS INFILTRATED WITH COPPER ALLOYS FOR HEAVY-LOADED FRICTION units, STRUCTURE, TRIBOTECHNICAL PROPERTIES

The results of studying of the influence of the materials composition on the structure and tribotechnical properties of copper-infiltrated iron-based skeletons based are presented. The relevance of the conducted researches is shown. A technique for obtaining materials, devices and methods for studying their structure and tribotechnical properties are given. It is shown that pseudoalloys obtained by infiltration of porous skeleton based on iron with a copper alloy have

higher mechanical and tribotechnical properties than those obtained by pressing and sintering. It has been established that the composition of the skeleton, its porosity and production modes have a significant effect on the morphology of the structure and properties of infiltrated materials. Pseudo-alloys obtained by traditional powder metallurgy technology have a high (up to 20 %) porosity with pore sizes of more than 100 μm , a heterogeneous structure and a discrete arrangement of the copper phase obtained by infiltration, have a porosity of less than 10 %, and the copper phase is located evenly along the boundaries of particles and grains with at grain joints. An increase in the copper content in the material leads to an increase in the tribotechnical properties of both materials obtained by pressing and sintering, and infiltration, and an increase in the carbon content in the steel skeleton provides high wear resistance and maximum critical seizure. If there is free cementite in the structure of the pseudoalloy skeleton in the form of a broken or continuous mesh with a carbon content of more than 1.5 %, the wear resistance of the pseudoalloy increases significantly, so with a copper content of 25 %, the wear rate decreases by 3–4 times with an increase in carbon from 0.3 to 1.8 % depending on the wear time, and with a copper content of 15 % – 2–4 times, respectively. The coefficient of friction of infiltrated materials is largely dependent on the copper content, wear resistance and critical seizure – on the hardness of the steel skeleton. It was revealed that pseudoalloys obtained by infiltration have good running-in ability.

UDC 004.89

Zelenkovskaya N. V., Harankova M. A., Yasiukevich H. D.

APPLICATION OF ARTIFICIAL INTELLIGENCE IN PREPARATION OF PRODUCTION IN MECHANICAL ENGINEERING

At present, humanity has reached a plateau in certain areas of science and technology, which makes it difficult to develop new revolutionary ideas. Therefore, it will be rational to move not only upwards, but also outwardly, that is, to improve and modernize existing processes and products. In the age of automation and optimization, production is a priority, as the population grows, as does the need for material support. One of the most important goals in the field of science is the development of artificial intelligence, since its huge capabilities and potential will speed up and facilitate many labor-intensive processes, not only in production, but also in medicine, education, everyday life, etc.

UDC 621.793.72:533

Kasyakova I. M., Kasach Y. I., Kardapolava M. A.

TO THE QUESTION OF WEAR PROCESS OF COPPER-BASED GAS-THERMAL COATING HARDENED BY HIGH-SOLID CARBIDES WITH LASER RADIATION

In the article investigates the process of coatings under conditions of boundary friction with lubrication on the basis of bronze БрА7Н6Ф obtained by a hybrid method: a combination of plasma spraying and laser treatment with additional alloying of the slag with tungsten carbides (WC) and chromium carbides (Cr_3C_2). The influence of laser radiation parameters (laser speed and laser beam area) at contact loads of 500 N and 1000 N was investigated. The efficiency of laser alloying and by means of electron microscopy the change of surface microstructure after wear in the form of formation of sponge-capillary texture on bronze surfaces with simultaneous smoothing of steel surfaces were shown.

UDC 621.793

Kasyakova I. M., Kardapolava M. A.

PECULIARITIES OF INFLUENCE OF LASER ALLOYING OF GRAY CAST IRON PARTS WITH ALUMINUM NITRIDE ON PHASE COMPOSITION AND TRIBOLOGICAL PROPERTIES

The influence of laser hardening parameters and aluminium nitride alloying of grey cast iron parts on wear intensity under lubricated conditions has been studied. Changes in the phase composition of coatings depending on the treatment modes and the influence of phase composition on wear intensity have been studied.

UDC 621

Levshukov A. P., Komarovskaya V. M., Sakouski V. I.

SELECTION OF OPTIMAL GEOMETRY AND SURFACE ROUGHNESS OF MULTIFACEDAL NON-GRINDING CARBIDE ALLOY INSERTS OF THE TK GROUP

This paper presents the results of industrial tests of multifaceted non-grindable inserts at JSC MZSh. In order to obtain objective results, industrial tests were carried out under equal conditions: the same modes and conditions of turning for all MNPs. The optimal geometry (rounding radius of the cutting edge is 70–90 μm) and surface roughness ($R_a = 0.3\text{--}0.4 \mu\text{m}$) of multifaceted non-grinding inserts have been established. The results of the first cycle of tests are a significant increase in the durability of the plates relative to the base indicator.

UDC 004

Misiakova V. A., Kovaleva I. L.

SELECTION OF NEURAL NETWORK FOR TRACKING THE MOVEMENT OF A 3D PRINTER TOOL

To enhance the quality and efficiency of the 3D printing process, it is advisable to track the movement of the 3D printer's working tool through the processing of a video stream obtained from a standard television camera (web camera) positioned above the working area of the construction 3D printer. Convolutional neural networks, which have demonstrated their superiority over traditional methods in terms of detection accuracy, are proposed for this purpose. The article conducts an analysis of existing neural networks in terms of their suitability for tracking the movement of the 3D printer's working tool and suggests using the YOLO neural network, as it delivers the best results in terms of object detection accuracy and speed in real-time, regardless of the object sizes.

UDC 621.9.02

Mukhiddinov Z. N., Yatskevich O. K., Umarov T.

TECHNOLOGICAL POSSIBILITIES FOR INCREASING THE RELIABILITY OF DRILLS WITH MECHANICAL FASTENING OF CARBIDE INSERTS

In this article given questions of increase of reliability of drills with mechanical fastening hard alloy plates are considered. Results of comparative tests and the analysis of results of researches in industrial conditions are resulted at drilling apertures. Are drawn corresponding conclusions.

UDC 339.137.2

Plyasunkov A. V.

THE ECONOMIC ASPECTS OF CREATING NEW COMPETITIVE MACHINES

The economic aspects of creating new competitive machines are considered. A product can be called competitive if, during the period of its production, it meets the quality requirements of a specific market (markets), adapts in terms of quality and price to consumer preferences, and provides benefits to the manufacturer when selling it. A methodology for assessing the competitiveness of products is proposed. The process of creating new competitive products at all stages of their life cycle and methods for managing product competitiveness are described. A bonus system has been proposed, which is designed to materially stimulate workers involved in technical preparation of production and the creation of new competitive products. A model for managing innovation has been developed that promotes the creation and production of competitive products at all stages of its life cycle, as well as increasing profits, various types of profitability, improving the well-being of workers and increasing the efficiency of the enterprise.

UDC 621.713.08:005.6(075.8)

Serenkov P., Spesivtseva Y.

DESIGN METHODOLOGY OF ACCURACY NORMS

In the comprehensive methodology of designing accuracy norms, algorithms for conducting design calculations for structural components of varying complexity are developed with a strict sequence and interaction of elements, ensuring the reliability of design calculations and objectivity of the adopted design decisions. Typical algorithm-modules adhere to general approaches that are consistent across all levels of the structural "hierarchical pyramid" of the product, as well as special approaches characteristic of structural components at a specific level of the hierarchy.

UDC 621.793

Shvets I. V., Devoyno O. G.

INFLUENCE OF SCANNING BEAM LASER PROCESSING PARAMETERS ON SURFACE ROUGHNESS OF GEARS MADE OF 40X STEEL

The experimental results achieved so far allowed to form a rectangular spot of laser impact with gradients of power density both in transverse and longitudinal directions. This makes it possible to significantly expand the technological possibilities of laser processing. Based on the experimental results obtained, the regularities of hardened layers formation and accuracy parameters of gear side surfaces depending on the varying technological parameters of laser scanning radiation are investigated. The analysis of the obtained regression dependences indicates that the microgeometry of the gear wheel surface after laser scanning processing is influenced by all beam parameters – width, speed and amplitude, but the greatest controlling influence is exerted by the beam width.

UDC 621.9.048: 621.373.8: 621.38

Sheleg V. K., Shpackevitch D. A., Gorbunov A. V., Lapkovsky A. S., Lutsko N. I. STUDY OF THE PROCESS OF LASER CLEANING OF LOW CARBON STEEL FROM CORROSION PRODUCTS

Last period there has been an increased need for automation technologies, in particular laser ones, to clean various metal products from oxide layers (mill scale and rust) in order to improve energy efficiency parameters of the processing. To accomplish this, it is advisable to use both calculation of heating intensity of the layers and experimental optimization of laser cleaning (LC) modes. In current study, we carried out a combined determination of the energy

efficiency parameters of LC from surface scale layers for such widely used object as carbon steels. It was found that in the range of laser beam scanning speeds V from 0.4 to 2.0 m/s , there is practically no influence of such input parameter as frequency of laser irradiation (LI) pulses f on the resulted cleaning productivity. LC modes have been studied as promising for further application with the following parameters: $V = 2.0$ m/s , laser beam diameter $dLI = 50$ μm and $f = 37$ kHz (which ensures the LI duty cycle $D \approx 1/200$). In this case, high cleaning performance is achieved, in which in one pass the thickness of removed scale layer is ~ 6.5 μm with averaged heating duration of each point of the scale is $t \approx 0.025$ ms . Kinetic assessment for the heating scale layers in an air environment in the mode of scale fusion under a LI spot (assuming its composition as Fe_3O_4) made it possible to analyze the cleaning parameters found in our experiments. It was revealed that the energy consumption for the optimal experimental mode and for our calculated mode (characterized by CW-type laser use) are somewhat different and equal to 4 and 2.7 $kWh/(kg$ of scale), respectively.

SCIENCE OF MACHINES

UDK 629.33

Hancharka A. A., Krauchonak Aliaksei L., Krauchonak Aliaksandr L., Kalesnikovich A. N.
REAR PNEUMATIC SUSPENSION SIMULATION OF A THREE-AXLE TRUCK

Methodological recommendations have been developed for modeling the rear air suspension of a truck with an additional lifting axle. An example of modeling the rear air suspension of a three-axle truck with a lifting axle in the ADAMS program is given. The features of modeling pneumatic elastic elements and the choice of stiffness coefficients depending on the required height of the air suspension and the corresponding axle load for the loaded and loaded state are shown. The dynamic model of the rear suspension of a truck has been verified. The calculation model of the rear air suspension as part of a three-axle truck was tested using a method for assessing the smoothness of the ride at the driver's workplace when simulating vehicle movement.

UDK 629

Gordeychik A. A., Shelkovskii N. G.

REVIEW OF MODERN DESIGNS OF SNOW-COMPACTING MACHINES AND THEIR DEVELOPMENT PROSPECTS

The report reveals the wording of the word snowcat, presents the history of the creation of the snowcat, and also presents the current global market for snowcats.

Part of the report is a brief description of the device and the main technical characteristics of the snow compacting machine "BELARUS" MSU-108, developed by JSC "MTW", intended for preparing ski slopes at sports facilities, ski resorts and recreation areas.

UDK 629.113.073

Gurvich Y. A., Dzemka A. Y.

SYNTHESIS IN THEORETICAL MECHANICS. SECTION "KINEMATICS"

A new algorithm for the formation by methods of multicriteria synthesis of 14 schemes of complex motion of the point M, consisting of simple elements of the constructions of portable and relative motion in accordance with seven criteria – the number and type of vector components of absolute acceleration, is described. The use in the educational process of the methods of multi-criteria synthesis of the kinematics of the complex movement of the point contributes to: the formation of students' skills of multi-criteria thinking; reducing the gap between modern

methods of designing machines in the form of computational and methodological multi-criteria devices – RMA and the knowledge of students in theoretical mechanics.

UDK 629.113.073

Gurvich Y. A., Dzemka A. Y.

SYNTHESIS IN THEORETICAL MECHANICS. SECTION "STATIC"

The algorithm of formation by methods of multicriteria synthesis of static schemes of composite structures consisting of simple elements for single-element and structural units for multi-element circuits in accordance with the criteria of CT and the operability of structures is described.

The use of methods of multicriteria synthesis of statics of composite structures in the educational process contributes to: the formation of students' skills of multicriteria thinking; reducing the gap between modern methods of designing machines in the form of computational and methodological multicriteria devices – CMMD and students' knowledge of theoretical mechanics.

UDK 629.1-44/-445.9

Kiselkov A. L., Shukurov A. O., Khatskevich A. S., Naskovets A. M.

ACCOUNTING FOR FRAME STIFFNESS IN A MULTICOMPONENT MODEL WHEN CALCULATING THE DYNAMIC LOADING OF A VEHICLE

The work is devoted to assessing the impact of taking into account model stiffness in MSC ADAMS when calculating load and fatigue life indicators based on dynamic loads. The object of study is the frame of a mining dump truck. For this purpose, a simulation of the movement of a dump truck is carried out under the same conditions, with the exception of the method of describing the frame in the numerical dynamic model of the dump truck. In the first case, the absolutely rigid behavior of the frame is assumed, in the second, its rigidity is taken into account by using the modal method of describing the elastic behavior of the structure using the Craig-Bampton method. Based on the results of the study, a qualitative agreement of durability estimates was obtained for the considered methods of describing the dump truck frame. The efficiency of the proposed calculation approach and the possibility of modeling the load of the load-bearing system of a mining dump truck without taking into account the rigidity of the frame have been demonstrated.

UDK 621.876.11

Kutsepolenko A. V.

BALANCING OF GRAVITY FORCES OF WORKING BODIES OF CENTRIFUGAL OVERSPEED GOVERNORS OF LIFTS

The article is devoted to the peculiarities of calculation of centrifugal overspeed governors with a horizontal axis of rotation of the device controlling excessive speed. It is determined that in the case of counter arrangement of their working bodies, in order to ensure neutralisation of the influence of gravity forces acting on these bodies, it is necessary to observe a certain condition on the location of their mass centres. Recommendations are given to designers for designing speed limiters of the considered type.

UDK 539.3

Moskalev S. A., Vasilevich Yu. V.

METHOD OF CALCULATION AND DESIGN OF MECHANICAL SHOCK ABSORPTION SYSTEMS BASED ON THE USE OF DISC SPRINGS

The widespread use of disc springs is due to the large range of products and the ability to assemble them into packages, which allows you to obtain the specified force and geometric characteristics of the elastic element. Poppet springs have small deformations under heavy

loads. This allows you to reduce the weight and dimensions of the shock absorption systems. The described methodology is intended for the calculation and design of new effective shock absorption systems and packages of disc springs.

UDK 004.421

Nikolayenko V. L., Mikylik T. N., Sechko G. V.

ON THE PROLEGOMENA OF WOLFRID NIKOLAEVICH TREYER'S KINETIC THEORY OF RELIABILITY AND DURABILITY OF MACHINES AND DEVICES

It is proposed to continue the forgotten works of V. N. Treier on ensuring the reliability of machine parts and devices, because the approach used in them to study the kinetics of failures has shown itself well in radio electronics.

UDK 620.179.18

Parfievich A. N., Sokol V. A., Salivonchik Y. N.

RESEARCH OF THE INFORMATION CONTENT OF METHODS OF REPRESENTATION AND ANALYSIS OF VIBROACOUSTIC SIGNALS FOR DIAGNOSIS OF GEAR TRANSMISSIONS

The article provides an analysis of the informative value of methods for presenting and analyzing vibroacoustic signals for diagnosing gears: amplitude-frequency analysis, sideband analysis, synchronous analysis of the oscillatory signal and rotation of the drive shafts, time-frequency analysis. Each of them represents a certain set of analyzed information, which makes it possible to solve certain diagnostic tasks of multi-shaft drives based on gears. Further development of existing methods of representation and analysis of vibroacoustic signals will improve the procedure for diagnosing gears and increase its informativeness.

UDK 629.3

Rynkevich S. A., Sonich O. A.

THE TECHNIQUE OF DIAGNOSING OF GEARS WITH COMPLEX MOVEMENT OF LINKS

The technique of diagnosing the technical condition of gears of automobile transmissions with complex movement of links is considered. The causes of defects in toothed gears are investigated. The basics of diagnostics of the technical condition of these transmissions have been developed.

UDK 629.373.3

Skoybeda A. T., Zhukavets V. M.

SELECTION OF CONSTRUCTION SCHEME OF A WHEEL-STEP RUNNING SYSTEM FOR GROUND DRONE

The article provides an overview of the prospects for the development of unmanned ground vehicles for various purposes. The areas of practical application of the designed unmanned ground vehicle using a wheel-step running system are considered. Variants of the design scheme of a wheel-step running system intended for unmanned ground vehicles are described.

UDK 621.833.5:629.3.038

Skoybeda A. T., Kalina A. A., Zhukavets V. M.

GEOMETRICAL PARAMETERS OF TEETH FOR NON-CIRCULAR SYMMETRICAL DRIVING GEAR IN THE DRIVE OF A WHEEL-STEP MOVER

The article substantiates the rational design of the power drive of a wheel-step mover. A method for calculating the design of non-circular gears with symmetrical geometric parameters has been developed. The variable gear ratio function in the power drive was calculated, and three-dimensional models of non-circular gears were created.

MECHANICS OF DEFORMABLE SOLIDS

UDK 621.165.532

Belsky S. E., Pishchov M. N., Blokhin A. V., Adel Rashid

STUDYING THE DEVELOPMENT PROCESS FATIGUE FAILURE OF STRUCTURAL SURFACE HARDENED STEEL

The article studied changes in a number of physical and mechanical characteristics of structural steel during fatigue tests. Tests were carried out under alternating bending conditions using loading frequencies of 0.3; 3,0; 9.0 and 18.0 kHz on surface hardened samples by borosilication. It has been shown that the microhardness and dislocation density of the tested material increase at the initial stage of testing, which characterizes the development of the material hardening process, which is replaced by softening at the final stage. It has been found that surface strengthening does not fundamentally change the features of the development of fatigue damage of structural steel in the considered test frequency range.

UDK 539.3

Dudyak A. I., Khvasko V. M.

BENDING DEFORMATIONS OF A COMPOSITE BEAM DEPENDING ON THE METHODS OF FIXING ITS ENDS

The article considers the transverse bending of a two-supported beam composed of two rods made of the same material. Two cases of the rods end fixing are given: 1) the rods lie freely on each other; 2) the rods ends are rigidly connected to each other by welding or gluing. For the first case, formulas were obtained for determining the angles of rotation of the rods ends. For the second case, an expression was obtained for calculating the beam deflection in the middle of the beam span.

The proposed method for calculating deformations in bending is based on the method of initial parameters; however, it takes into account the effect of the rods end fixing in a composite beam.

UDK 539.3+621.8.035

Moyseychik E. A., Moyseychik A. E., Yakovlev A. A.

VISUALIZATION OF THE DEVELOPMENT OF PLASTIC DEFORMATIONS IN STEEL PRODUCTS USING IR SURFACE RADIATION

The purpose of this article is to identify the possibility of identifying computer thermography for diagnosing the development of plastic deformations of steel products. Methods of conducted experimental studies were published. The results of experiments are presented and analyzed. The possibility of using the study of computer thermography to study the initiation, propagation and detection of plastic deformation in steel elements during their deformation at room temperatures and after approximate cooling is experimentally substantiated.

UDK 621.83.06

Prudnikov A. P.

STRENGTH AND HEAT ANALYSIS OF PLANETARY TORUS SCREW GEAR

The article discusses the design of a small-sized planetary torus screw gear with a radial arrangement of links, which has high load capacity, smoothness and kinematic accuracy, a wide range of implementable gear ratios, intended for drives of mechatronic modules, robots and manipulators, and the creation of motors-gearboxes, drilling equipment, mechanized devices. A strength and thermal analysis of a planetary torus screw gear was carried out, including using the finite element method. Strength analysis makes it possible to obtain dependencies for determining the geometric parameters of the main transmission element (composite roller), based on the forces acting on it. Thermal analysis allows us to establish a picture of the heat distribution in the transmission and proves that the transmission, despite its compact size, effectively dissipates heat.

Научное издание

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

MASHINOSTROENIE

THE REPUBLICAN INTERDEPARTMENTAL
COLLECTION OF THE SCIENTIFIC WORKS PROCEEDINGS

Выпуск 35

Ответственный за выпуск *О. К. Яцкевич*
Компьютерная верстка и дизайн обложки ВЦ МСФ

Подписано в печать 30.05.2024. Формат 60×84 ¹/₈. Бумага офсетная. Ризография.
Усл. печ. л. 29,06. Уч.-изд. л. 20,18. Тираж 50. Заказ 323.

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.