

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 37

Минск
БНТУ
2026

УДК 621.002 (082)
ББК 34.4
М38

Сборник основан в 1976 году

Главный редактор *В. К. Шелег*

Р е д а к ц и о н н а я к о л л е г и я:

*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	7
Акулович Л. М., Мисько В. Г. ФОРМООБРАЗОВАНИЕ МЕХАНИЗМ ФОРМИРОВАНИЯ АБРАЗИВНОЙ ПРОСЛОЙКИ В ЗОНЕ КОНТАКТА ПОЧВЫ С ПОВЕРХНОСТЯМИ РАБОЧИХ ОРГАНОВ ПОЧВООБРАБАТЫВАЮЩИХ МАШИН.....	7
Данилов В. А., Данилов А. А. ФОРМООБРАЗОВАНИЕ СОПРЯЖЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРОФИЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НЕКРУГОВЫМ И ПЛАНЕТАРНЫМ ТОЧЕНИЕМ.....	18
Данилов В. А., Данилов А. А. ФОРМООБРАЗОВАНИЕ НЕКРУГЛЫХ НАРУЖНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ОБРАЗОВАНИЕМ ПРОФИЛЯ МЕТОДОМ ОГИБАНИЯ.....	27
Девойно О. Г., Горбунов А. В., Шелег В. К., Яцкевич О. К., Володько А. С., Поляков А. Н., Коваль В. А., Рудницкий А. Ю. ВАРИАТИВНОСТЬ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ И ТВЕРДОСТИ ДЛЯ ПОРОШКОВЫХ ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ СПЛАВОВ, С УЧЕТОМ ТРЕБОВАНИЙ К ТОРМОЗНЫМ ПАРАМ ТРЕНИЯ.....	37
Девойно О. Г., Косякова И. М., Стефанович В. А., Пилипчук А. П. ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ЗОНЫ ПРОПЛАВЛЕНИЯ ПРИ ЛАЗЕРНОМ ЛЕГИРОВАНИИ ЧУГУНА.....	51
Жигалов А. Н., Горавский И. А. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ФАЗОВОГО СОСТАВА КОНЦЕВОГО ФРЕЗЕРНОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ Р6М5 УПРОЧНЕННОГО АЭРОДИНАМИЧЕСКИМ ЗВУКОВЫМ МЕТОДОМ.....	61
Кане М. М. ИЗМЕНЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ПРИ ИХ ИЗГОТОВЛЕНИИ	69
Кардаполова М. А., Кавальчук О. Н. ПЕРСПЕКТИВЫ ПОЛУЧЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ СЛОЕВ НА КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЯХ СОЧЕТАНИЕМ ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ ПЕРЕХОДНЫХ МЕТАЛЛОВ И ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ	81

Кардаполова М. А., Криуша С. М., Дьяченко О. В. ВОЗМОЖНОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ СЛОЕВ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ МЕТОДОМ НАНЕСЕНИЕМ ОБМАЗОК ЛЕГИРУЮЩИХ КОМПОНЕНТОВ С ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКОЙ.....	87
Касач Ю. И., Данилович В. С. ОПТИМИЗАЦИЯ ФАЗОВОГО СОСТАВА И ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК АНТИФРИКЦИОННЫХ СЛОЕВ НА ОСНОВЕ БРОНЗЫ БР7Н6Ф–КАРБИД, МОДИФИЦИРОВАННЫХ ТУГОПЛАВКИМИ КАРБИДАМИ В ПРОЦЕССЕ ЛАЗЕРНОГО ОПЛАВЛЕНИЯ.....	93
Королев А. Ю., Томило В. А., Нисс В. С. ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ ПЛОТНОСТИ ТОКА И КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ЭЛЕКТРОЛИТНО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКЕ В УСЛОВИЯХ ПОНИЖЕННОГО ДАВЛЕНИЯ	100
Косякова И. М., Девойно О. Г., Кардаполова М. А. СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ ЧУГУННЫХ ИЗДЕЛИЙ: СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ	108
Плясунков А. В. ЭКОНОМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ УПРАВЛЕНИЯ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТЬЮ ПРОДУКЦИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ: СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД	117
Сидоренко К. Р. УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ТРЕНИИ ПО ФТОРПОЛИМЕРНЫМ КОМПОЗИЦИЯМ	126
Фролов Ю. И., Девойно О. Г., Фролов И. С. ВЛИЯНИЕ МОДИФИЦИРУЮЩИХ НАНОДОБАВОК НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ, СТРУКТУРУ И ФАЗОВЫЙ СОСТАВ ОКСИДОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВАХ	137
Черняков Ю. Д., Жигалов А. Н. ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ФАЗ ПРИ НАГРЕВЕ ТВЕРДОСПЛАВНОЙ СМЕСИ ВОЛЬФРАМОВЫХ И ТИТАНОВОЛЬФРАМОВЫХ ГРУПП ДО ТЕМПЕРАТУР ОКОНЧАТЕЛЬНОГО СПЕКАНИЯ	145
Шелег В. К., Довгалев А. М., Свирепа Д. М., Тарадейко И. А. ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ КОМБИНИРОВАННОЙ МАГНИТНОЙ И ДЕФОРМАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ	155

Шелег В. К., Пилипчук Е. В. АДГЕЗИОННАЯ ПРОЧНОСТЬ ХРОМСОДЕРЖАЩИХ ПОКРЫТИЙ, СФОРМИРОВАННЫХ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОАКТИВИРОВАННОГО ДЕФОРМАЦИОННОГО ПЛАКИРОВАНИЯ ГИБКИМ ИНСТРУМЕНТОМ	165
МАШИНОВЕДЕНИЕ, СИСТЕМЫ ПРИВОДОВ И ДЕТАЛИ МАШИН.....	173
Гурвич Ю. А. ПРИМЕНЕНИЕ НЕГОЛОНОМНЫХ ТЕОРИЙ КАЧЕНИЯ КОЛЕСА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ШАССИ САМОЛЕТА	173
Гурвич Ю. А. ПРИМЕНЕНИЕ ПОЛИКОМПОНЕНТНЫХ ТЕОРИЙ КАЧЕНИЯ КОЛЕСА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ШАССИ САМОЛЕТА	185
Калина А. А., Шашко А. Е., Чернецкая А. В., Шишко С. А., Гуз П. А., Корначенко Д. И., Пока О. А. ИССЛЕДОВАНИЕ ОСЕВОГО ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ СЦЕПНЫХ МУФТ В ПРОЦЕССЕ ПЕРЕДАЧИ НАГРУЗКИ	197
Куцепенко А. В. ДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ КРИВОШИПНО-КОРОМЫСЛОВОГО МЕХАНИЗМА ДВУХСТОРОННЕГО ЦЕНТРОБЕЖНОГО ОГРАНИЧИТЕЛЯ СКОРОСТИ.....	203
Парфиевич А. Н., Сокол В. А., Саливончик Ю. Н. ПРИМЕНЕНИЕ НЕЙРОСЕТЕВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ ДЛЯ АНАЛИЗА АКУСТИЧЕСКИХ СИГНАЛОВ ПРИ ДИАГНОСТИКЕ ДЕФЕКТОВ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ.....	218
Прудников А. П., Зыль С. А. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЦИКЛОИДАЛЬНО-ЦЕВОЧНОГО МУЛЬТИПЛИКАТОРА.....	228
Шукюров А. О., Кисельков А. Л., Суденко Н. А. ОЦЕНКА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ВЫЧИСЛЕНИЙ В ANSYS, LS-DYNA И FLUENT НА РАБОЧИХ СТАНЦИЯХ С РАЗЛИЧНОЙ АППАРАТНОЙ АРХИТЕКТУРОЙ	234
МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА	244
Абдусаттаров А., Василевич Ю. В., Матназаров Ю. О. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМАЦИОННЫХ И ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК БАЗАЛЬТОВЫХ НИТЕЙ И КОНСТРУКЦИОННЫХ ТКАНЕЙ Т-13 ПРИ РАСТЯЖЕНИИ	244

Довнар С. С., Яцкевич О. К., Шах В. Э., Лапука А. Д., Мбеде П. В. МКЭ-АНАЛИЗ УНРС-УСИЛЕНИЯ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ ВЕРТИКАЛЬНО-ТОКАРНОГО СТАНКА ДЛЯ ОБРАБОТКИ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ.....	255
Мозгалеv С. В., Пронкевич С. А., Тульев В. В. СОВРЕМЕННЫЕ ПОДХОДЫ К ПРОЕКТИРОВАНИЮ ТИТАНОВЫХ ПЛАСТИН ДЛЯ ОСТЕОСИНТЕЗА БЕДРЕННОЙ КОСТИ	270
Пронкевич С. А., Хлебус А. С. ПОВЫШЕНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ГИБКОЙ РЕЛЬСО-СТРУННОЙ ПУТЕВОЙ СТРУКТУРЫ ЗА СЧЕТ ЖЕСТКИХ СВЯЗЕЙ МЕЖДУ РЕЛЬСОМ И ГРОЗОЗАЩИТНЫМ ТРОСОМ.....	284
Фоменок М. Н., Невзорова А. Б. СТАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ 3D МОДЕЛИ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РЕЗЦА В УСЛОВИЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ	299
REFERATS.....	309

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.793

Акулович Л. М., Мисько В. Г.

МЕХАНИЗМ ФОРМИРОВАНИЯ АБРАЗИВНОЙ ПРОСЛОЙКИ В ЗОНЕ КОНТАКТА ПОЧВЫ С ПОВЕРХНОСТЯМИ РАБОЧИХ ОРГАНОВ ПОЧВООБРАБАТЫВАЮЩИХ МАШИН

*Белорусский государственный аграрный технический университет
Минск, Беларусь*

В статье приведено теоретическое обоснование формирования абразивной прослойки при трении поверхностей рабочих органов почвообрабатывающих машин в массе абразивных частиц, основанное на анализе их свойств и формы, свойств полидисперсной абразивной среды почвы, включающих ее гранулометрический состав, изнашивающую способность, а также сил, действующих на абразивные частицы в зоне контакта с поверхностью рабочих органов. Предложен технологический метод формирования топографии контактирующей поверхности рабочего органа, основанный на использовании электроискрового упрочнения, обеспечивающий защиту поверхности от изнашивания путем смещения абразивной прослойки в сторону почвенной среды.

Введение. В процессе эксплуатации почвообрабатывающих машин и агрегатов наиболее нагруженные детали их рабочих органов в результате износа в абразивной среде почвы изменяют свои конструктивные параметры и эксплуатационные свойства, что снижает качество обработки почвы, увеличивает тяговое сопротивление агрегатов, расход топлива и простой машин, связанные с восстановлением изношенных поверхностей или заменой изношенных деталей.

Одним из важнейших факторов, определяющих величину износа, является изнашивающая способность почвы, главной характеристикой которой является ее структурно-механический состав [1; 6–9]. Под механическим составом почвы понимают соотношение имеющихся в ней твердых частиц различной зернистости, формы и размеров, обладающих определенными физическими свойствами. Каждый вид почвы обладает определенными, присущими только ей свойствами: плотностью; влажностью; способностью пропускать теплоту, влагу и воздух; изнашивающей способностью. Наибольшее влияние на величину износа поверхностей деталей рабочих органов почвообрабатывающих машин оказывает наличие в почве частиц кварца размером (0,25–1,00) мм, являющихся наиболее твердыми (абразив-

ными) из всех содержащихся в песчаной почвенной массе минеральных частиц. При фиксации абразивных частиц в сухой почве наблюдается наибольшая интенсивность изнашивания [2; 115], так как такая почва по структуре подобна абразивному инструменту.

В Республике Беларусь доля почв с высоким содержанием песка по данным [3; 25–29] составляет 66,7 %. Поэтому борьба с изнашиванием рабочих органов почвообрабатывающих машин была и остается одной из актуальных научных и технологических проблем. Анализ опубликованных работ по решению этой проблемы показывает, что предшествующие исследования процессов контакта почвы с поверхностями рабочих органов сельскохозяйственных машин были направлены на изучение влияния на эксплуатационные свойства деталей таких параметров качества поверхностного слоя, как твердость, степень наклепа, знак и величина остаточных напряжений, структурный, фазовый и химический составы. При этом в ранее проведенных исследованиях не получил должного решения вопрос влияния на эксплуатационные свойства деталей рабочих органов таких показателей качества поверхностного слоя, как градиент твердости, шероховатость, топография поверхности.

Цель исследования – теоретически обосновать технологическую возможность создания на поверхностях деталей рабочих органов почвообрабатывающих машин самоорганизующейся абразивной прослойки, которая позволит сместить границу трения в зону почвенной среды и уменьшить интенсивность абразивного изнашивания поверхностей деталей.

Основная часть. При силовом контакте абразивных частиц почвы с рабочими органами и между собой в материале частиц накапливаются внутренние напряжения и образуются зоны их концентрации (рис. 1, а), а затем, когда величина внутренних напряжений превысит предел прочности материала, происходит дробление частиц на более мелкие осколки с образованием острых граней (рис. 1, б).

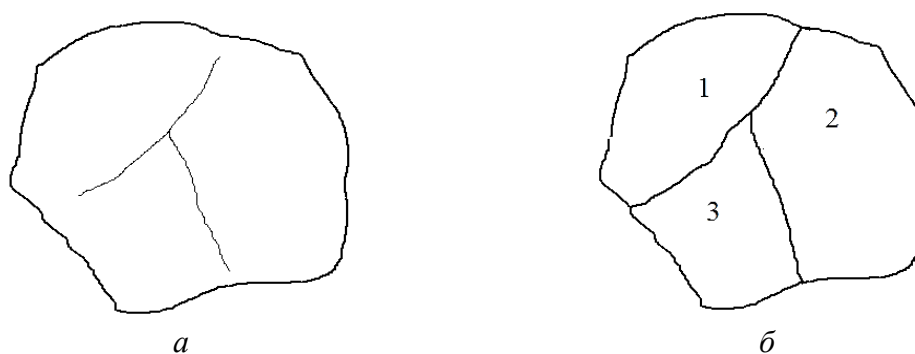


Рис. 1. Схема усталостного разрушения (дробления) абразивной частицы:
а – исходная геометрическая форма абразивной частицы с наметившимися очагами концентрации внутренних напряжений,
б – формы осколков 1, 2, 3 – частицы после дробления

Дробление абразивных частиц повышает дисперсность D почвенной среды, определяемую как сумма величин, обратных характерному размеру u абразивных частиц

$$D = 1 / u, \text{ м}^{-1}. \quad (1)$$

Характерный размер u абразивной частицы – это ее поперечное сечение (для сферической формы – радиус r , для цилиндрической формы – радиус r и высота h , для призматической формы – длина ребра l).

Дробление абразивных частиц повышает дисперсность почвы. Мерой дисперсности абразивных частиц почвенной среды является их удельная поверхность $S_{\text{уд}}$ – это отношение площади межфазной поверхности S к объему V дисперсной фазы, т. е. площадь поверхности, приходящейся на единицу объема:

$$S_{\text{уд}} = S / V, \text{ м}^{-1}. \quad (2)$$

Наибольшей дисперсностью обладают почвенные среды с содержанием абразивных частиц сферической формы, а абразивные частицы эллипсоидальной и цилиндрической формы занимают промежуточное положение между сферической и призматической формой. Наличие у частиц острых граней вызывает интенсивное абразивное изнашивание контактируемых поверхностей деталей рабочих органов. Вместе с тем, острые грани частиц способствуют более легкому их вдавливанию в материал поверхностного слоя рабочих органов почвообрабатывающих машин.

Таким образом, дисперсность абразивной среды почвы может быть одним из физических параметров при прогнозировании интенсивности изнашивания поверхностей рабочих органов почвообрабатывающих машин, что обуславливает необходимость исследования действующих на абразивную частицу сил, под действием которых происходит износ контактирующих поверхностей рабочих органов.

Удельную поверхность абразивных частиц некоторых типовых геометрических форм можно определить по формулам табл. 1.

Проведенный анализ абразивной среды почвы (табл. 1 и рис. 2) свидетельствует о разнообразии ее гранулометрического состава, содержащего частицы различной геометрической формы. Большинство твердых частиц имеют округлую форму, но также имеются и частицы с острыми гранями, которые обладают режущими свойствами и могут вызывать интенсивное абразивное изнашивание контактируемых поверхностей деталей рабочих органов. Кроме того, частицы с острыми гранями могут легко вдавливаться в материал поверхностного слоя рабочих органов, если их твердость выше твердости материала рабочих органов и позволяет это сделать их геометрическая форма [4; 7].

Таблица 1 – Формулы расчета удельной поверхности абразивных частиц и дисперсности D почвенной среды, содержащей абразивные частицы некоторых геометрических форм

Геометрическая форма абразивных частиц	Формула расчета удельной поверхности
Сферическая	$S_{уд} = \frac{4\pi r^2}{\frac{4}{3}\pi r^3} = \frac{3}{r} = \frac{6}{d} = 6D$
Кубическая	$S_{уд} = \frac{6l^2}{l^3} = \frac{6}{l} = 6D$
Цилиндрическая	$S_{уд} = \frac{2\pi rh + 2\pi r^2}{\pi r^2 h} = \frac{2(h+r)}{rh} = \frac{4}{d} = 4D$
Обобщенная форма	$S_{уд} = \frac{k}{u} = kD$

Так как абразивные частицы почвы имеют разнообразную форму, то целесообразно при проведении исследований аппроксимировать их форму поверхностями, максимально приближающими ее к типовым геометрическим формам, что позволяет обобщать полученные результаты. Процессы воздействия незакрепленных абразивных частиц на поверхность детали авторы работы [5; 48–52] связывают с моделированием формы самих частиц. При этом на основании результатов экспериментов подтверждено геометрическое подобие формы абразивных частиц эллипсоиду вращения [5; 48].

Анализ распределения абразивных частиц по виду типовых геометрических форм свидетельствует, что в почве с повышенной изнашивающей способностью, включающей 25 % супесчаной и 70 % песчаной, из всех содержащихся абразивных частиц 87 % имеют форму с округленными гранями, подобную сферической, эллипсоидальной, цилиндрической, конусообразной. Призматическая форма с острыми гранями составляет только 13 % (рис. 2).

Накопленные знания о механизме трения твердых тел [6; 8–9; 7; 6; 8; 9–10] позволяют аргументировать картину, в которой образующая между трущимися поверхностями абразивная прослойка, контактируя с соседними твердыми частицами почвы при перемещении рабочего органа, будет смещаться в сторону почвенной среды. Это предохраняет контактируемые поверхности рабочих органов от истирания. Результатом такого смещения является возможность свободно расположенным во впадинах неровностей абразивным частицам почвы самоустанавливаться при контакте с другими частицами и проворачиваться, в результате чего происходит истирание их острых граней и частицы постепенно приобретают округлую форму, что под действием сил трения в зоне контакта частично превращает процесс

трения скольжения в трение качения с проскальзыванием, при котором уменьшаются величина коэффициента трения и интенсивность изнашивания поверхностей рабочих органов.

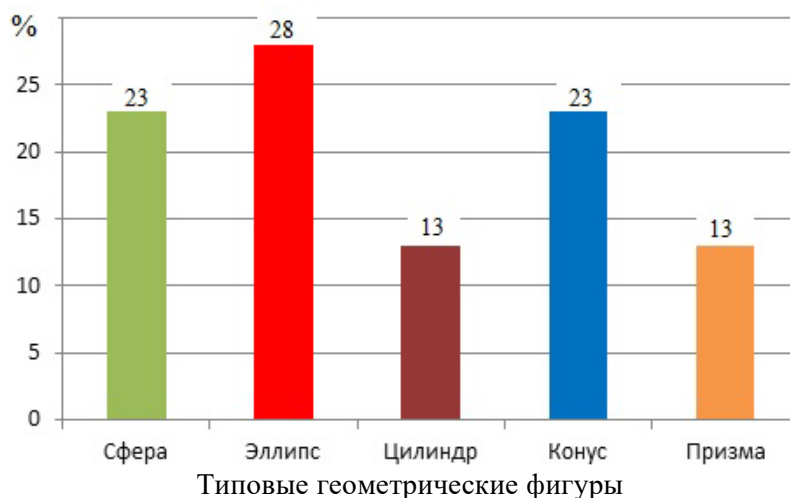


Рис. 2. Гистограмма распределения абразивных частиц почвы по виду геометрической формы, %

Изнашивание поверхностей рабочих органов почвообрабатывающих машин обусловлено одновременным механическим (абразивным) воздействием твердых частиц и химическим (коррозионным) воздействием жидкой составляющей порового пространства почвы. Основными факторами, оказывающими влияние на процесс коррозионно-механического изнашивания, являются механические свойства материалов контактирующих поверхностей и изнашивающая способность почвы, под которой понимают способность почвы изнашивать поверхности рабочих органов, изменять их геометрические размеры в результате режущего и(или) скользящего воздействия твердых частиц и включений, входящих в состав почвы [2; 114].

При любом виде перемещения абразивных частиц по контактируемой поверхности их движение приводит к возникновению в зоне контакта процесса микрорезания и(или) упругопластического деформирования материала детали. Исходя из этого, исследователи рассматривают почву «как твердое тело с весьма шероховатой поверхностью и подвижным активным слоем» [6; 8–9].

Наблюдения за реальным процессом взаимодействия абразивных частиц с поверхностями рабочих органов позволяют представить особенности его динамики: к абразивной частице почвы приложены силы как нормальные (радиальные), стремящиеся внедрить частицу в контактирующий поверхностный слой рабочего органа, так и тангенциальные, удерживающие ее от движения вместе с поверхностью рабочего органа. Характер деформации почвы зависит от ее физико-механических свойств, геометрической формы контактирующих поверхностей рабочих органов и характера их воздействия при разрушении существующей структуры почвы. Накопленный человечеством опыт обработки почв показывает, что при воздействии

на пласт почвы методом растяжения требуется усилие в несколько раз меньшее, чем методом сжатия. Поэтому все орудия обработки почв создавались для ее деформации растяжением, сопровождаемым изгибом или изломом. Наиболее распространенным способом разрушения материала является воздействие простого клина (рис. 3, *a*), которому почва наиболее податлива [9; 9–11]. Геометрическая форма режущих элементов большинства рабочих органов почвообрабатывающих машин (сошники сеялок, диски рыхлителей, лапы культиваторов и др.) выполнена в виде простого клина.

Использование клина (рис. 3, *a*) позволяет при небольшом усилии F вдоль его оси получать в направлении нормали к боковой поверхности силы F_p (радиальная составляющая), значительно превосходящие силу F в зависимости от угла α при вершине клина ABC (например, при $\alpha = 150^\circ$ $F_p \approx 3,86 F$), то есть

$$F_p = \frac{F}{\sin \alpha}, \text{ а с учетом угла трения } \varphi \quad F_p = \frac{F}{\sin(\alpha + \varphi)}. \quad (3)$$

Клин при перемещении в почве оказывает силовое воздействие на почвенную среду, содержащую твердые (абразивные) частицы, в направлении нормали с силой давления F_p и силой трения F_t (рис. 3, *a*). Сила давления F_p определяется скоростью перемещения клина и плотностью почвенной среды, а сила трения пропорциональна нормальному давлению и коэффициенту трения. Сила трения действует в плоскости рабочей поверхности клина и направлена в сторону, обратную движению клина. «Коэффициент трения для разных почв колеблется от 0,25 до 0,90, угол трения φ – от 14° до 42° ...» [10; 15].

Характер деформации почвы клином зависит, как от параметров установки рабочей грани клина в горизонтальной и вертикальной плоскостях, так и от физико-механических свойств почвы. Равнодействующая R сил F_p и F_t (рис. 3, *a*) отклоняется от нормали к рабочей поверхности на угол трения φ и равна

$$R = \frac{F_p}{\cos \varphi}, \quad (4)$$

где φ – угол трения почвы о рабочую поверхность.

Спроецируем силу R на направление движения клина (ось Z на рис. 3, *a*) и получим величину силы R_z , по которой определяется сопротивление почвы перемещению клина в вертикальном направлении:

$$R_z = R \cdot \sin(\alpha + \varphi) = \frac{F_p}{\cos \varphi} \cdot \sin(\alpha + \varphi). \quad (5)$$

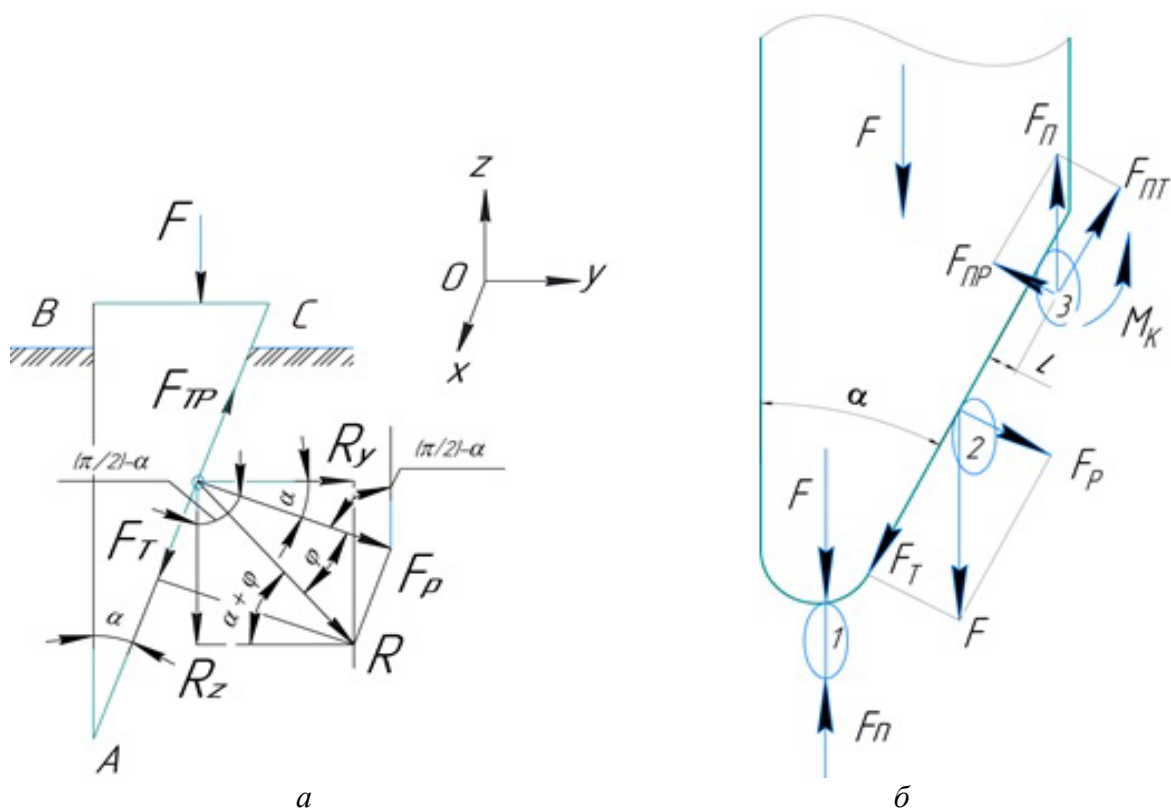


Рис. 3. Схемы силового воздействия простого клина на почву (а) и на абразивное зерно в форме трехосного эллипсоида (б): 1, 2, 3 – узловые позиции на траектории движения абразивного зерна по активной части рабочего органа

Аналогично определяется сила сопротивления почвы в направлении оси Y (горизонтальное направление)

$$R_Y = R \cdot \cos(\alpha + \varphi) = \frac{F_p}{\cos \varphi} \cdot \cos(\alpha + \varphi). \quad (6)$$

Используя (5) и (6) можно определить минимально необходимое тяговое усилие рабочего органа T , кН.

Из рис. 3, а следует, что если сила трения абразивной частицы почвы при ее движении по поверхности клина $F_{тр}$ будет превосходить величину тангенциальной силы F_t , приложенную клином, то есть $F_{тр} > F_t \max$, то происходит скольжение абразивной частицы по поверхности клина. Подставив в это неравенство значения $F_{тр}$ и $F_t \max$, получим условие, которое обеспечивает непрерывный процесс взаимодействия рабочей грани клина с почвой, в виде

$$F_p \cdot \operatorname{tg}(\pi/2 - \alpha) > F_p \cdot \operatorname{tg} \varphi \text{ или } (\pi/2 - \alpha) > \varphi, \quad (7)$$

что демонстрируется на рис. 4, а.

Принимая коэффициент трения $f_{\text{тр}}$ одинаковым для каждой i -ой абразивной частицы почвенной среды, получим соотношение между тангенциальными $F_{\text{т}}$ и радиальными $F_{\text{р}}$ силами, действующими на одну частицу $f_{\text{тр}} \geq \frac{F_{\text{т}}}{F_{\text{р}}}$, а для массы контактирующих абразивных частиц

$$\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n f_{\text{т}pi} \geq \sum_{i=1}^n \frac{F_{\text{т}i}}{F_{\text{р}i}} . \quad (8)$$

Из (7) следует, что если при движении абразивных частиц тангенциальные силы в местах с максимальной величиной радиальных сил будут превышать силы трения о грунт, то такие частицы будут выноситься поверхностью рабочего органа из зоны контакта.

В качестве обобщенной модели абразивной частицы примем форму трехосного эллипсоида, уравнение которого имеет вид

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} = 1,$$

где a – большая полуось эллипсоида, мм;

b – средняя полуось эллипсоида, мм;

c – малая полуось эллипсоида, мм.

Площадь эллипса с большой полуосью a и средней полуосью b ($a > b > 0$) можно определить с использованием интеграла

$$\begin{aligned} S &= 2 \int_{-a}^a y dx = 2 \int_{\pi}^0 (b \sin t) \cdot (-a \sin t) dt = -2ab \int_{\pi}^0 \sin^2 t dt = \\ &= 2ab \int_0^{\pi} \sin^2 t dt = 2ab \cdot \frac{\pi}{2} = \pi ab \end{aligned} \quad (9)$$

Аналогично определяются площади среднего $S = \pi ac$ и малого $S = \pi bc$ эллипсов.

Рассмотрим действие сил, действующих на единичную абразивную частицу эллипсоидальной формы при движении рабочих органов почвообрабатывающих машин с геометрической формой режущей части в виде клина с углом α (рис. 3).

Абразивные частицы расположены в почве хаотично, поэтому логично определить величины сил, действующих на них в узловых (опорных) позициях: у вершины клина (позиция 1 на рис. 3, б) и на конусной поверхности рабочего органа (позиции 2 и 3 на рис. 3, б).

У вершины клина на абразивную частицу со стороны рабочего органа действует сила F в радиальном направлении (позиция 1 на рис. 3, б), а со

стороны почвы на эту частицу действует реакция опоры $F_{\text{п}}$ – это гидродинамическое сопротивление почвы, которое равно

$$F_{\text{п}} = C_x \cdot \frac{\rho V^2}{2} \cdot S = C_x \cdot \frac{\rho V^2}{2} \pi b c, \quad (10)$$

где ρ – плотность почвенной среды, г/см³;

V – скорость движения абразивной частицы, м/с;

S – площадь поперечного сечения абразивной частицы, мм²;

C_x – коэффициент, учитывающий свойства почвенной среды;

b, c – средняя и малая полуоси эллипсоида соответственно, мм.

Под действием сил F и $F_{\text{п}}$ (10) абразивная частица (позиция 1 на рис. 3, б) будет подвержена деформации сжатия, в результате которой возможен вариант либо ее дробления, либо перемещения на одну из сторон клина. При попадании на торцевую сторону клина частица уносится почвой, проскальзывая по поверхности.

Со стороны конусной поверхности клина на абразивную частицу действуют тангенциальная сила $F_{\text{т}} = F \cos \alpha$ (позиция 2 на рис. 3, б), а также реакция опоры $F_{\text{п}}$ (позиция 3 на рис. 3, б). В результате воздействия этих сил частица скользит по конусной поверхности клина и одновременно может совершать поворот вокруг своей оси.

Под действием крутящего момента $M_{\text{к1}}$, созданного тангенциальной силой $F_{\text{т}}$ с плечом l , изменяющимся в диапазоне от a (большая полуось эллипсоида) до b (средняя полуось эллипсоида), происходит поворот частицы вокруг средней оси

$$M_{\text{к1}} = F \cos \alpha \cdot l, \quad (11)$$

где F – сила, действующая на рабочий орган в виде клина, Н.

Этот поворот происходит до тех пор, пока большая ось абразивной частицы не достигнет параллельного расположения относительно конусной поверхности клина.

Под действием крутящего момента $M_{\text{к2}}$, создаваемого гидродинамическим сопротивлением почвы $F_{\text{п}}$ (10) с плечом l , изменяющимся в диапазоне от b (средняя полуось эллипсоида) до c (малая полуось эллипсоида), происходит поворот частицы вокруг большой оси эллипсоида

$$M_{\text{к2}} = C_x \cdot \frac{\rho V^2}{2} \cdot \pi b c \cdot l, \quad (12)$$

Одновременное поступательное и вращательное движение абразивной частицы по поверхности приводит к повышенному износу режущей части

рабочего органа. Если рассматривать трение как самоорганизующийся процесс [6; 9], балансирующий трение и износ, то шероховатость поверхности режущей части рабочего органа является сдерживающим фактором подвижности активного слоя почвы. Следовательно, если выступы неровностей на поверхности рабочего органа будут задерживать твердые частицы почвы (рис. 4), то фактическая площадь их контакта с режущей частью уменьшится, что в итоге приведет к смещению абразивной прослойки в сторону почвенной среды.

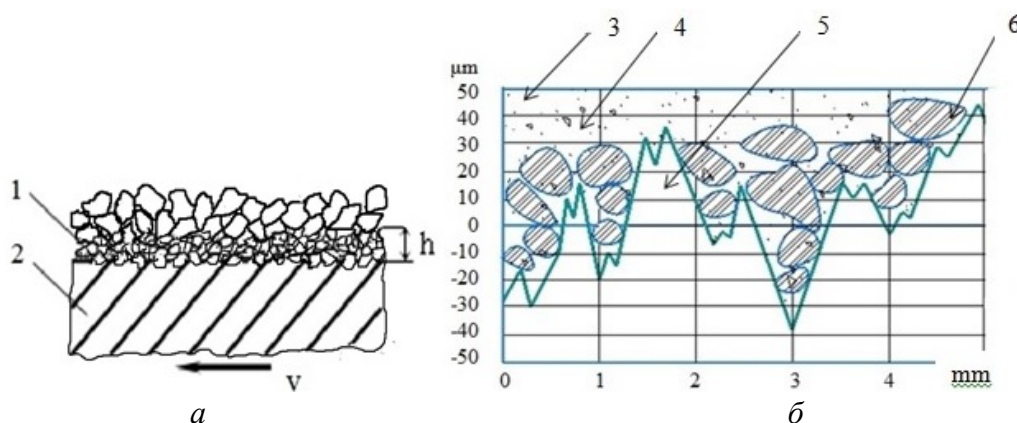


Рис. 4. Схема контакта массы абразивных частиц с гладкой (а) и с шероховатой (б), полученной электроискровой обработкой, поверхностями рабочих органов:

1, 5 – профили поверхностей рабочих органов; 2, 3, 4 – слой почвы;
6 – абразивные частицы; h – толщина абразивной прослойки

На рис. 4, б показан технологический барьер, образованный выступами на поверхности детали после электроискровой обработки, который задерживает продвижение абразивных частиц путем заполнения впадин между вершинами неровностей. Расположенные абразивные частицы б (рис. 4, б) расположены во впадинах неровностей, снятых на профилометре Surftest SV-2100 фирмы **Mitutoyo (Япония)**.

Особенности механизма изнашивания металлических поверхностей в абразивной среде почвы, заключающиеся во вдавливании абразивных частиц в контактируемый поверхностный слой, их скольжении и(или) перекатывании по поверхности изнашивания, служат ориентиром при создании технологических барьеров износу металлических поверхностей.

Заклучение. На основании экспериментальных исследований установлено, что в почве с повышенной изнашивающей способностью (песчаной и супесчаной), из всех содержащихся абразивных частиц 87 % имеют округлую форму, в том числе 23 % сферическую и 28 % эллипсоидальную. Округлая форма абразивных частиц почвы способствует их перекатыванию при контакте с поверхностями рабочих органов и с другими твердыми частицами почвы, что снижает коэффициент трения контактирующих поверхностей.

Исследованием динамики абразивных частиц почвы в зоне контакта с поверхностями рабочих органов почвообрабатывающих машин установлено, что абразивные частицы эллипсоидальной формы совершают одновременно поступательное и вращательное движения относительно контактируемых поверхностей, оказывая на них деформирующее и царапающее воздействия.

Полученная электроискровой обработкой шероховатая поверхность рабочих органов задерживает движущиеся по ней абразивные частицы почвы, которые шаржируют поверхность рабочего органа, что вынуждает образовавшуюся абразивную прослойку смещаться в сторону контактирующей почвенной среды, уменьшая изнашивание поверхностей рабочих органов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чигарев, Ю. В. Математические основы механики почв : учеб. пособие / Ю. В. Чигарев, П. Н. Синкевич. – Мн. : УП «Технопринт», 2004. – 164 с.
2. Бартенев, И. М. Изнашивающая способность почв и ее влияние на долговечность рабочих органов почвообрабатывающих машин / И. М. Бартенев, Е. В. Поздняков // Лесотехнический журнал. Машины и оборудование. – 2013. – № 3 – С. 114–123.
3. Справочник агрохимика / В. В. Лапа, Н. Н. Цыбулько, М. В. Рак [и др.]; Ин-т почвоведения и агрохимии; под ред. акад. В. В. Лапы. – Мн. : ИВЦ Минфина, 2021. – 260 с.
4. Новиков, В. С. Обеспечение долговечности рабочих органов почвообрабатывающих машин : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.20.03 / Новиков Владимир Савельевич; Московский гос. агроинж. ун-т им. В. П. Горячкина. – М., 2008. – 38 с.
5. Скрыбин, В. А. Контактное взаимодействие мелкодисперсной абразивной среды с поверхностью обрабатываемой детали / В. А. Скрыбин, Р. А. Захарченко, К. А. Абрикосова // Транспортное машиностроение. – 2022. – № 9. – С. 47–54.
6. Износ и коррозия сельскохозяйственных машин / М. М. Севернев, Н. Н. Подлекарев, В. Ш. Сохадзе [и др.]; под ред. М. М. Севернева. – Мн. : Беларус. навука, 2011. – 333 с.
7. Тавтилов, И. Ш. Основы теории трения и изнашивания : учеб. пособие / И. Ш. Тавтилов, В. И. Юршев, А. С. Кириленко; Оренбургский гос. ун-т. – 2-е изд., перераб. и доп.; – Оренбург : ОГУ, 2021. – 192 с.
8. Акулович, Л. М. Технология защиты от изнашивания поверхностей рабочих органов почвообрабатывающих машин / Л. М. Акулович, В. Г. Мисько // Агропанорама. – 2025. – № 4. – С. 7–13.
9. Панов, И. М. Современное состояние и перспективы развития земледельческой механики в свете трудов В. П. Горячкина / И. М. Панов, В. И. Ветохин // Вестник ФГОУ ВПО МГАУ. – 2008. – № 2. – С. 9–14.
10. Трубилин, Е. И. Сельскохозяйственные машины (конструкция, теория и расчет) : учеб. пособие / Е. И. Трубилин, Е. В. Труфляк, В. А. Абликов [и др.]. – 2-е издание, перераб. и доп. – Краснодар : КГАУ, 2008. – 200 с.

Поступила 15.05.2026

Данилов В. А., Данилов А. А.

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ СОПРЯЖЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРОФИЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НЕКРУГОВЫМ И ПЛАНЕТАРНЫМ ТОЧЕНИЕМ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Рассмотрены схемы кинематического формирования некруглого профиля с равномерно расположенными по окружности выступами методом следа, основанные на двух согласованных вращательных движениях производящей точки с отношением их частот, равным числу выступов этой поверхности. Определены геометрические и кинематические параметры схемы профилирования при непрерывном процессе обработки на одном станке наружных и внутренних поверхностей деталей профильных соединений. Представлена и описана кинематическая структура станка для комплексной обработки изделий с круглыми и некруглыми поверхностями соответственно методами кругового и планетарного точения.

Введение. Профильные моментопередающие соединения [1] по сравнению с традиционными шлицевыми соединениями при меньшей стоимости изготовления имеют существенные преимущества по надежности и уровню шума [2], что свидетельствует о целесообразности их более широкого применения в отечественном машиностроении. В этой связи актуальны исследования и практические разработки по созданию эффективных технологий обработки охватываемых и охватывающих поверхностей деталей профильных соединений, обеспечивающих повышение их точности, что достигается при конгруэнтности профилей указанных поверхностей.

Для выполнения этого условия необходимы определенный метод формообразования и реализующая его схема обработки сопряженных поверхностей деталей профильного соединения. Из возможных методов профилирования некруглых поверхностей (копирования, следа, касания, обката и огибания [3–4]), заслуживает внимания метод следа, реализуемый точением, что важно для единичного и мелкосерийного производства профильных соединений типа вал-втулка и др.

Преимуществом метода следа является то, что производящим элементом инструмента является материальная точка (вершина режущего лезвия), поэтому формируемый профиль представляет траекторию его движения, которая имеет одинаковую форму и параметры при обработке как наружных, так и внутренних профильных поверхностей, благодаря чему обеспечива-

ется их конгруэнтность. Кроме того, благодаря непрерывности процесса обработки, метод следа обеспечивает относительно высокую технологическую производительность. В этой связи актуальна разработка эффективных и совершенствование применяемых технологий формообразования профильных поверхностей, основанных на методе следа, т. е. схем обработки и станочного оборудования. Метод следа при обработке профильных поверхностей реализуется некруговым и планетарным точением.

Некруговое точение профильных поверхностей. Некруглые наружные и внутренние поверхности с равномерно расположенными по окружности выступами (регулярным профилем) обрабатывают обычно некруговым точением [5], при котором профиль (образующая) и направляющая номинальной некруглой поверхности формируются методом следа материальной точкой (вершиной режущего лезвия).

Профиль некруглой поверхности образуется как траектория результирующего движения этой точки, создаваемого согласованными вращением заготовки и возвратно-поступательным движением резца по нормали к оси вращения заготовки. При равномерном вращении заготовки формируется профиль с равномерно расположенными по окружности выступами, высота которых равна амплитуде этого движения. Если отношение частот указанных движений целое число, то выступы прямые, а их количество равно этому числу. При дробном значении указанного отношения частот формируются винтовые выступы.

Преимуществами некругового точения являются: возможность обработки по общей схеме на одном станке однолезвийным инструментом сопряженных наружных и внутренних поверхностей деталей профильных соединений; простота его реализации на модернизированных токарных станках с применением специальной оснастки [6] и на токарно-затыловочных станках [7] за счет разработки дополнительных технологических модулей [8] и задания соответствующего закона перемещения резца. В частности, при гармоническом законе его возвратно-поступательного движения на заготовке формируется синусоидальный профиль [9]. Благодаря тому, что сопряженные поверхности формируются по общей схеме, достигается идентичность их геометрии, что важно для обеспечения точности профильного соединения.

Расширение технологических возможностей схемы некругового точения по форме обработанных поверхностей достигается путем изменения направления возвратно-поступательного движения резца относительно оси вращения заготовки [10–11].

Технология формообразования, основанная на методе некругового точения, применена для изготовления на токарно-затыловочном станке охватываемых и охватывающих деталей профильных моментопередающих соединений редуктора отбора мощности погрузчика ТО18Б производства Минского завода «Ударник» [12], в котором все шлицевые соединения и зубчатая муфта заменены профильными синусоидальными. Для обработки деталей с таким профилем в механизме затылования устанавливается

кулачок с соответствующим профилем. Многолетний опыт эксплуатации этого погрузчика на Борисовском заводе «Автогидроусилитель» подтверждает преимущества профильных моментопередающих соединений по сравнению со шлицевыми, что позволяет рекомендовать метод некругового точения для единичного и мелкосерийного производства профильных муфт и моментопередающих соединений типа вал-шестерня, вал-муфта и т. п.

Недостатками некругового точения являются:

- необходимость оснащения станка механизмом-построителем кулачкового или кривошипно-шатунного типов, аналоговой (копировальной) или числовой системой программного управления для формирования некруглого профиля;

- ограничение скорости резания и соответственно технологической производительности, а также снижение долговечности станка из-за знакопеременных инерционных нагрузок вследствие возвратно-поступательного движения суппорта с инструментом.

По этой причине рекомендуемая частота вращения заготовки составляет 100 мин^{-1} .

Эффективным методом обработки наружных открытых профильных поверхностей деталей типа валов является ротационное точение некруглым или круглым эксцентрично установленным резцом [3], однако этот метод не позволяет обрабатывать внутренние профильные поверхности.

В этой связи предпочтительны схемы формирования некруглого профиля двумя равномерными вращательными движениями B_1 и B_2 , образующими движение профилирования со скоростью резания $\Phi_v(B_1B_2)$. Возможные схемы профилирования некруглой поверхности в этом случае различаются распределением движений B_1 и B_2 между заготовкой и резцом. Если одно из этих движений сообщается заготовке, а другое – инструменту, то поверхность профилируется полигональным методом, имеющим широкие технологические возможности по форме профиля обработанных поверхностей [13].

Планетарное точение профильных поверхностей. При сообщении заготовке 1 (рис. 1) вращения B_1 с частотой n_1 вокруг ее геометрической оси L_1 и одновременно вращения B_2 с частотой n_2 вокруг параллельной оси L_2 обработка некруглой поверхности осуществляется методом планетарного точения [14]. Этот метод, как и метод некругового точения, позволяет по общей схеме обрабатывать наружные и внутренние некруглые поверхности с конгруэнтным профилем.

При $n_2/n_1 = m$ обработанная поверхность имеет m равномерно расположенных по окружности выступов, форма которых для заданных значений r и R_0 радиусов соответственно вписанной и описанной окружностей зависит от расстояния l между осями L_1 и L_2 . По длине обработанная поверхность формируется резцом 2, совершающим движение подачи P_3 вдоль ее образующей.

При планетарном формировании некруглого профиля вследствие непрерывного изменения расстояния между вершиной A резца 2 (см. рис. 1)

и осью вращения заготовки l изменяется скорость резания v . Ее максимальное значение $v_{\max}$

$$v_{\max} = 2\pi(r+l)n_2 \pm 2\pi rn_1, \quad (1)$$

где знак «плюс» принимается при одинаково, а «минус» – при противоположно направленных вращательных движениях B_1 и B_2 .

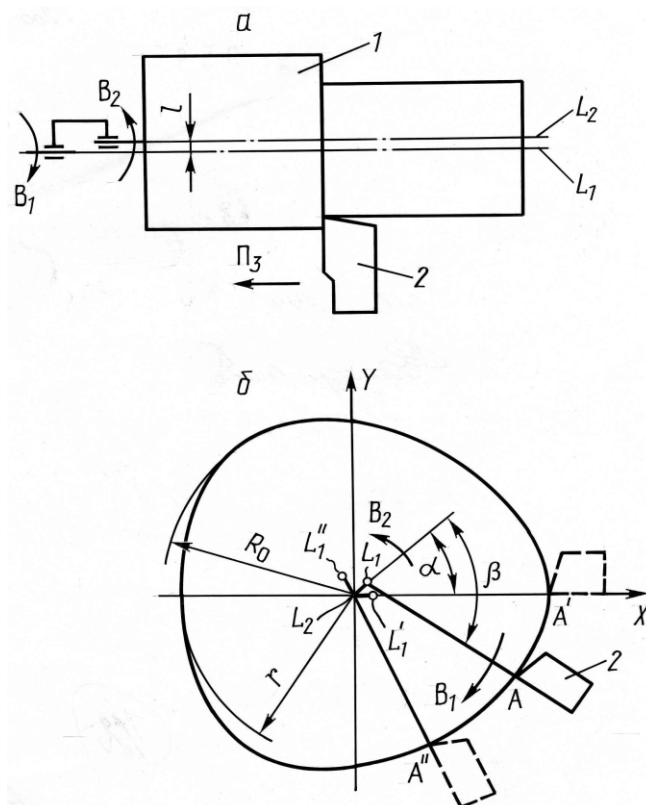


Рис. 1. Схема планетарного точения некруглой цилиндрической поверхности:
 a – кинематическая схема обработки; b – схема профилирования

Из (1) следует, что для обеспечения требуемого значения скорости резания v настраиваемая частота вращения заготовки составляет

$$n_1 = 0.5v / \left(\pi r \left((1 + l/r)m \right) \pm 1 \right). \quad (2)$$

Технологическая производительность прямо пропорциональна частоте вращения заготовки, которая при планетарном точении, как следует из зависимости (2), больше при противоположно направленных движениях B_1 и B_2 . Поэтому более высокую производительность обработки профильных поверхностей обеспечивает такая схема планетарного точения.

Кинематические и геометрические параметры схемы обработки некруглой поверхности должны обеспечивать непрерывность процесса про-

филирования, т. е. постоянство контакта производящей точки A инструмента (рис. 1, б) с контурной линией формируемого профиля, что возможно при выполнении следующих условий.

Во-первых, при нахождении вершины резца в точке A' профиля, расположенной на описанной вокруг него окружности радиусом R_0 (рис. 1, б), ось L_1 вращательного B_1 заготовки должна находиться между вершиной резца и осью L_2 вращения движения B_2 заготовки. При нахождении вершины резца в точке A'' профиля, расположенной на вписанной в него окружности радиусом r , ось L_2 вращения B_2 заготовки должна находиться между вершиной резца и осью L_1 вращательного движения B_1 заготовки. В обоих случаях указанные оси и вершина резца должны быть расположены в одной плоскости.

Во-вторых, отношение i частот вращательных движений заготовки B_2 и B_1 вокруг осей L_2 и L_1 должно быть настроено в соответствии с числом выступов m по зависимости

$$i = m / (m - 1). \quad (3)$$

При выполнении указанных условий траектория вершины резца представляет замкнутую линия с периодически повторяющимся профилем, что позволяет на одном станке обрабатывать по общей схеме наружные и внутренние сопряженные некруглые поверхности деталей профильных соединений типа вал-втулка.

Существенное преимущество планетарного точения по сравнению с некруговым точением заключается в формировании некруглого профиля без механизма-построителя или системы программного управления, что способствует повышению точности обработки профильных деталей. Кроме того, формирование некруглого профиля только равномерными вращательными движениями заготовки без возвратно-поступательного движения инструмента улучшает динамику работы механизмов станка, что важно для обеспечения его надежности.

Формируемый планетарным точением профиль некруглой поверхности описывается уравнениями

$$\begin{cases} x = -l \cos \alpha + R \cos(\beta - \alpha) \\ y = l \sin \alpha + R \sin(\beta - \alpha) \end{cases}, \quad (4)$$

где $\beta = \alpha m / (m - 1)$; $l = L_1 L_2$; $R = L_1 A$ (см. рис. 1, б).

В частном случае, при $n_2 = n_1$, уравнения профиля имеют вид:

$$\begin{cases} x = R - l \cos \alpha \\ y = l \sin \alpha \end{cases} \quad (5)$$

или

$$(x - R)^2 + y^2 = l^2. \quad (6)$$

Следовательно, траектория производящей точки инструмента представляет в данном случае окружность радиусом l , центр которой отстоит от оси вращения заготовки на расстояние R , что позволяет обрабатывать детали с эксцентрично расположенными круглыми выступами, применяемые в моментопередающих соединениях.

Изделия с некруглыми поверхностями, например валы, имеют также круглые поверхности, что необходимо учитывать при проектировании кинематической структуры станка для комплексной обработки таких изделий, при этом согласование движений исполнительных органов станка может осуществляться посредством механических, электромеханических и мехатронных связей.

Кинематическая структура станка с механической связью между движениями B_1 и B_2 , настроенного на планетарное точение некруглых поверхностей с регулярным профилем (рис. 2), содержит две формообразующие кинематические группы: группу движения профилирования $\Phi_v(B_1B_2)$ и группу движения продольной подачи $\Phi_s(\Pi_3)$.

Исполнительными органами станка являются: шпиндель 9, сообщающий обрабатываемой заготовке вращение B_1 ; обойма 4, совершающая движение B_2 ; продольный 16 и поперечный 14 суппорты для сообщения инструменту 13 продольной и поперечной подачи. Указанные исполнительные органы приводятся в движение приводами 3, 15 и 17, управляемые системой ЧПУ.

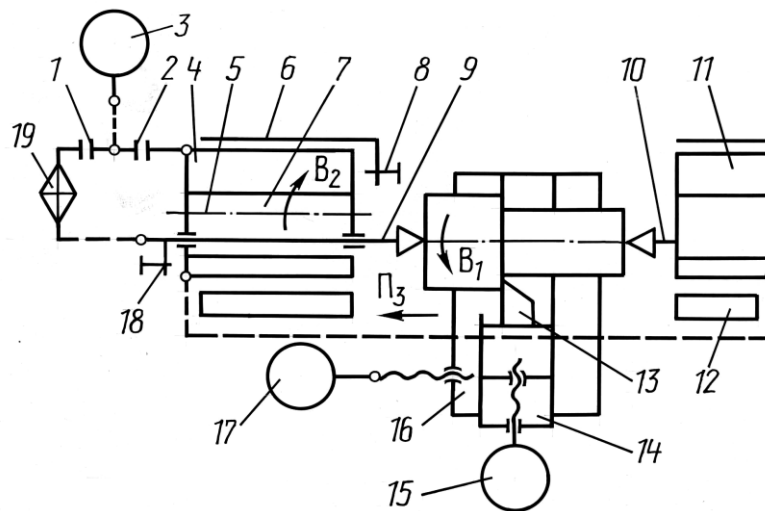


Рис. 2. Структурная схема станка для планетарного точения некруглых поверхностей

Обойма 4, несущая шпиндель 9 с заготовкой, установлена в корпусе 6 с возможностью вращения вокруг оси 5. Шпиндель установлен эксцентрично во втулке 7, которая смонтирована в обойме 4 с возможностью поворота вокруг оси, параллельной оси 5, что позволяет настраивать эксцен-

триситета l (см. рис. 1, *a*) при наладке станка на обработку детали с определенным профилем. Привод 3 создает вращательные движения B_1 и B_2 соответственно шпинделю 9 и обойме 4. Муфта 1 служит для включения вращения шпинделя при обработке эксцентриков, а муфта 2 – обоймы при обработке круглых поверхностей. Шпиндель соединен с обоймой кинематической цепью, содержащей орган настройки 19 требуемого соотношения скоростей B_1 и B_2 . Механизм 8 служит для фиксации обоймы 4 относительно корпуса 6 при обработке круглых поверхностей, а механизм 18 – для фиксации шпинделя 9 относительно обоймы 4 при обработке эксцентриков. При обработке профильных деталей муфты 1 и 2 должны быть включены, а фиксирующие механизмы 8 и 18 – выключены. Поэтому шпиндель и обойма и получают согласованные органом 19 вращательные движения B_1 и B_2 , в соответствии с количеством выступов у обработанной поверхности.

Для установки длинных изделий в центрах служит задняя бабка 12. Смонтированная в ней вращающаяся втулка 11 снабжена механизмом регулирования эксцентриситета и кинематически соединена с обоймой 4.

Обработка производится резцом 13 или инструментом для последующего поверхностного пластического деформирования. Геометрия профиля обработанной поверхности зависит от значений передаточного отношения органа настройки 19 и эксцентриситета l .

Конические некруглые и круглые поверхности, а также поверхности с непрямолинейной образующей обрабатываются с одновременными поперечной и продольной подачами резца, управляемые системой ЧПУ. Таким образом, станок обеспечивает комплексную обработку изделий, ограниченных круглыми и некруглыми поверхностями.

Механика станка упрощается при согласовании движений B_1 и B_2 посредством гибридных связей – электромеханической или мехатронной [15–16]. Электромеханическая связь основана на применении электрически связанных синхронных электродвигателей, создающих движения B_1 и B_2 при сохранении механического органа настройки числа выступов обработанной поверхности (по аналогии с зубошлифовальным станком модели 5B832).

В случае применения мехатронной связи (рис. 3) шпиндель 5 и обойма 4 приводятся во вращение от двигателей 1 и 3, управляемых блоком 10 системы управления с использованием датчиков углового положения, соответственно 2 и 6, связанных с блоком 7 системы управления.

Последний и блок 9 задания относительного углового положения обоймы и шпинделя подключены к блоку 8, результирующий сигнал от которого поступает в блок 10 управления приводами 1 и 3 исполнительных органов станка.

В комбинированных способах упрочняющей обработки поверхностей известные технологии реализуются путем как одновременного, так и последовательного энергетического воздействия различного вида, вызывающего соответству-

ющие физико-химические эффекты. В методике синтеза используются обобщенные критерии совместимости, отражающие близость основных параметров или подобие физико-химических механизмов, происходящих в каждом из совмещаемых способов. При этом существует вероятность проявления синергетических эффектов, обусловленных как результат явлений самоорганизации при одновременном сочетании нескольких механизмов энергетического воздействия.

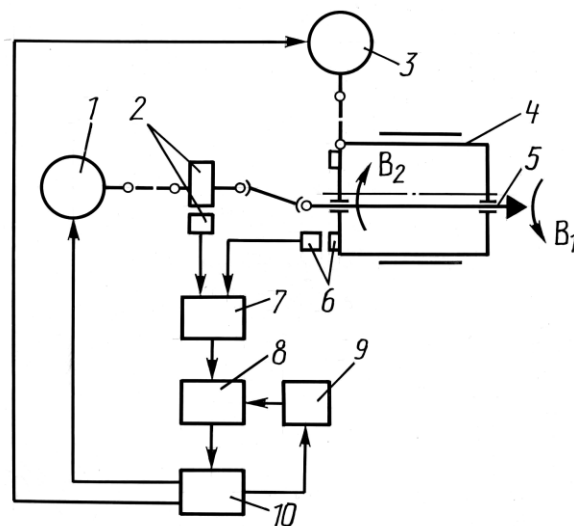


Рис. 3. Структурная схема кинематической группы профилирования некруглой поверхности планетарным точением

Применение мехатронной системы синхронизации вращений обоймы и шпинделя упрощает настройку станка и расширяет его технологические возможности.

Выводы:

1. Из возможных методов профилирования сопряженных наружных и внутренних поверхностей профильных соединений деталей машин предпочтителен метод следа точечным производящим элементом, реализуемый некруговым и планетарным точением и обеспечивающий конгруэнтность профилей этих поверхностей благодаря общей кинематической схеме обработки и отсутствию влияния производящего элемента на геометрию формируемого профиля.

2. Преимуществом некругового точения сопряженных профильных поверхностей является возможность его реализации на станках другого технологического назначения, например токарно-затыловочных, за счет расширения их технологических возможностей путем синтеза дополнительных кинематических модулей без изменения конструкции станка, что снижает затраты на подготовку производства профильных соединений.

3. Преимуществами планетарного точения профильных поверхностей являются кинематическое формирование некруглого профиля равномерными вращательными движениями без применения аналоговой или числовой системы программного управления, что упрощает конструкцию станка и повышает точность

формообразования, а также возможность увеличения технологической производительности по сравнению с некруговым точением за счет исключения возвратно-поступательного движения узла станка с режущим инструментом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Соединения профильные. Уравнения контурных кривых соединений, типы и основные размеры. Издание официальное: ОСТ 92-4742-86. – М. : СтандартИнформ, 1986. – 22 с.
2. Тимченко, А. И. Процессы формообразования профильных поверхностей изделий с равноосным контуром : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.08 / Александр Иванович Тимченко, Моск. гос. технологич. ун-т «Станкин». – М., 1993. – 41 с.
3. Данилов, В. А. Формообразующая обработка сложных поверхностей резанием / В. А. Данилов. – Мн. : Наука и техника, 1995. – 264 с.
4. Данилов, А. А. Технология формообразования наружных моментопередающих поверхностей с профилем в виде треугольника Рело на универсальных станках: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.02.07 / Александр Алексеевич Данилов, Белорусский национ. техн. ун-т. – Мн., 2022. – 22 с.
5. Дружинский, И. А. Методы обработки сложных поверхностей на металлорежущих станках. / И. А. Дружинский. – М. : изд. Машиностроение, 1965. – 600 с.
6. Ворона, В. В. Расчет оснастки и операции токарной обработки синусоидальных цилиндрических поверхностей : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03. 01 / Владимир Викторович Ворона, Юго-западн. госуд. ун-т. – Курск, 2008. – 20 с.
7. Данилов, В. А. Технология производства и ремонта горных машин и оборудования : в 2 т. / В. А. Данилов, В. Я. Прушак, Е. М. Найденышев; под общ. ред. д-ра техн. наук В. Я. Щербы. – Мн: Тэхналогія, 2007. – 2 т.
8. Данилов, В. А. Повышение универсальности металлорежущих станков на основе синтеза дополнительных кинематических модулей / В. А. Данилов, А. А. Данилов // «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки». «Технология – Оборудование – инструмент – качество» : тезисы докл. междунауч.-техн. конф. (Минск, 3 апреля 2025 г.) / редкол.: В. К. Шелег (отв. ред.) [и др.]. – Мн., 2025. – С. 52–53.
9. Синкевич, В. М. Исследование технологии изготовления профильных бесшпоночных соединений узлов судовых механизмов : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Всеволод Михайлович Синкевич; Ленингр. кораблестр. ин-т. – Л., 1985. – 21 с.
10. Данилов, В. А. Развитие схем формообразования синусоидальных поверхностей изделий машиностроения / В. А. Данилов, А. А. Данилов // Машиностроение: Республиканский межведомственный сб. научных трудов. – Вып. 36. – Мн., 2025. – С.14–25.
11. Евразийский патент № 034377 В1, Int. Cl. В23В 1/00 (2006.01), В23В 5/44 (2006.01), В23С 3/16 (2006.01), В23С 3/08 (2006.01). Способ обработки некруглых деталей с равномерно расположенными по окружности выступами : №201700567 : заявлено 25.10.2017 : опубл. 31.01.2020 / А. А. Данилов, В. А. Данилов ; заявитель Белорусский национальный технический университет. – 3 с.
12. Данилов, В. А. Конструкторско-технологическое обеспечение применения профильных моментопередающих соединений в трансмиссиях машин / В. А. Данилов, А. И. Костюченко, С. В. Спиридонов // Машиностроение : сб. научн. тр.; под ред. И. П. Филонова. – Мн., 2001. – Вып. 17 – С. 209–214.
13. Данилов, А. А. Анализ и реализация схем полигонального точения многогранных поверхностей/ А. А. Данилов // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. – Промышленность. Прикладные науки. – 2016. – № 11. – С. 19–27.

14. Патент 3593603 США, МКИ² B23B3/28. Turning machine formachining workpieces of multicontoured configurations : № 763430 : заявлено 07.10.1968 : опубл. 20.07.1971 / K. Gelbert. – [б. с.].

15. Данилов, А. А. Синтез и анализ кинематической структуры станка для обработки некруглых валов / А. А. Данилов // Труды молодых специалистов Полоц. гос. ун.-та. Промышленность. – 2014. – Вып. 75. – С. 84–87.

16. Данилов, В. А. Совершенствование кинематической структуры станков на основе электромеханических связей / В. А. Данилов, А. А. Данилов // «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки». «Технология – Оборудование – инструмент – качество» : тезисы докл. междун. науч.-техн. конф. (Минск, 11 апреля 2024г.) / редкол.: В. К. Шелег (отв. ред.) [и др.]. – Мн., 2024. – С. 71–72.

Поступила 27.01.2026

УДК 621.91.04

Данилов В. А., Данилов А. А.

**ФОРМООБРАЗОВАНИЕ НЕКРУГЛЫХ НАРУЖНЫХ
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ОБРАЗОВАНИЕМ
ПРОФИЛЯ МЕТОДОМ ОГИБАНИЯ**

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Определены требования к схемам обработки резанием некруглых поверхностей. Отражена возможность их профилирования при обработке лезвийными инструментами методами копирования, следа, касания, обката и огибания. Проанализирована схема формирования таких поверхностей при профилировании методом огибания эксцентрично установленным цилиндрическим инструментом, позволяющая последовательно обрабатывать поверхность на одном станке разными методами, в частности, фрезерованием и опиливанием. Установлена топология некруглой поверхности, обработанной цилиндрической фрезой. Описаны кинематическая структура и настройка станка для комплексной обработки изделий с некруглыми наружными цилиндрическими поверхностями.

Введение. Формообразование некруглых цилиндрических поверхностей деталей профильных соединений основано на применении различных схем обработки и станочного оборудования [1]. Практическое значение имеет совершенствование технологий формообразования таких поверхностей в направлении повышения производительности и точности, что связано с разработкой эффективных схем обработки и рациональной кинематической структуры формообразующей системы станка [2], определяющих условия резания, сложность кинематики станка, его универсальность и производительность.

Разработка схемы обработки поверхности предусматривает задание типов и параметров движений инструмента и заготовки для формирования определенными методами ее профиля и формы по длине. Предпочтительны схемы обработки, реализуемые минимальным количеством равномерных движений инструмента и заготовки. Задача синтеза рациональных кинематики формообразования и схем обработки некруглых поверхностей может быть решена на основе общих положений, обеспечивающих упрощение кинематической структуры и повышение надежности станка, увеличение производительности и точности формообразования [3]. К ним относятся:

- применение методов формообразования, при которых геометрия режущих кромок инструмента не зависит от профиля формируемой поверхности;
- кинематическое профилирование некруглой поверхности без использования аналоговой или числовой систем управления, механизмов-построителей;
- образование производящих линий некруглой поверхности без реверсивных движений исполнительных органов, несущих режущий инструмент и заготовку;

- совмещение различных по назначению исполнительных движений и перенесение функции кинематики формообразования на инструмент и др.

С учетом изложенного определим рациональную схему обработки некруглых цилиндрических поверхностей деталей типа профильных валов.

Методы профилирования некруглых наружных цилиндрических поверхностей, их реализация. Профилирование таких поверхностей лезвийными инструментами возможно: методом следа на токарном станке некруговым [4; 5], круговым [6; 7] и полигональным [8] точением; методом копирования на фрезерном станке фасонной фрезой [9]; методом касания на шлицефрезерных станках круглыми и некруглыми дисковыми фрезами [10; 11] и на фрезерных станках с ЧПУ концевой фрезой [12]; методом обката на шлицефрезерном станке червячной фрезой [13] или на зубодолбежном станке специальным долбяком [14]; методом огибания [15] и комбинированными методами, например сочетанием методов обката и следа, реализуемым ротационным точением некруглых валов [10; 16] и другими методами. Более простыми в реализации являются методы профилирования с конструктивным перемещением режущих лезвий для формирования некруглого профиля [11; 17], что позволяет минимизировать количество движений, упростить кинематику и конструкцию станка.

Метод некругового точения характеризуется относительно низкой технологической производительностью из-за возвратно-поступательного движения суппорта с резцом с частотой, в несколько раз большей частоты вращения заготовки, и переменные условия резания из-за изменения рабочих углов резца.

Для реализации методов копирования и обката требуются режущие инструменты со сложной геометрией, форма режущих кромок которого зависит от профиля формируемой поверхности. Поэтому предпочтителен метод огибания [15], при котором профиль некруглой поверхности образуется как огибаю-

щая множества положений прямолинейной или круговой режущей кромки инструмента в его движении со скольжением относительно заготовки. Благодаря простой геометрической форме режущих кромок упрощается конструкция режущего инструмента по сравнению с инструментом, работающим методом обката [13; 14]. Исходя из изложенного, для профилирования некруглой цилиндрической поверхности рассматривается метод огибания.

Профилирование коротких наружных некруглых цилиндрических поверхностей методом огибания инструментом с круговыми режущими кромками исследовано в [15]. Схема формообразования протяженных открытых некруглых поверхностей деталей типа профильных валов цилиндрическим инструментом, профилируемой методом огибания, представлена на рис. 1. Ее особенность – эксцентричная установка инструмента 2 относительно оси вращения, благодаря чему при его вращении создается необходимое для формирования некруглого профиля радиальное перемещение режущих кромок (конструктивная подача) без сообщения этого движения исполнительному органу станка. Это позволяет обрабатывать некруглые поверхности на распространенных универсальных станках с двумя согласованными вращательными движениями инструмента и заготовки, например, шлицефрезерном или зубофрезерном.

Следует отметить, что формирование некруглого профиля при эксцентричной установке вращающегося инструмента обеспечивается без применения копировальной или числовой системы программного управления, что повышает точность формообразования благодаря исключению присущих этим системам погрешностей.

Возможны два варианта рассматриваемой схемы обработки некруглой цилиндрической поверхности (см. рис. 1), различающиеся взаимным расположением эксцентрично установленного цилиндрического инструмента 2 (фрезы, опиливателя и др. [18]) и заготовки 1, а также направлением их вращательных движений B_2 и B_1 , осуществляемых с частотами n_2 и n_1 вокруг осей 3 и 5, соответственно. При этом ось 3 вращения инструмента отстоит от его геометрической оси 4 на расстояние e (эксцентриситет установки инструмента), от которого зависят высота и форма выступов формируемого профиля над вписанной в него окружностью радиусом r (рис. 1, z).

Для непрерывного выполнения движения деления и равномерного расположения по окружности выступов у некруглого профиля частоты n_2 и n_1 должны быть связаны между собой зависимостью $n_1 = n_2 / m$, где m – число выступов, что обеспечивается настройкой кинематической цепи станка, согласующей вращательные движения инструмента и заготовки.

Скорость резания V , равная геометрической сумме окружных скоростей заготовки $v_0 = 2\pi r n_1$ и инструмента $v_\tau = 2\pi(R + e)n_2$ в точке контакта формируемой и инструментальной поверхностей, составляет:

$$v = 2\pi n_2 \sqrt{(R + e)^2 + (r / m)^2 \pm 2(R + e)r \sin \varepsilon}, \quad (1)$$

где R – радиус инструмента;

знак «плюс» соответствует острому углу между направлениями скоростей v и v_τ (рис. 1, а), а знак «минус» – тупом угле между ними (рис. 1, б).

Направление этой скорости влияет на условия резания и деформацию заготовки под действием сил резания. Направление зависит от угла ε установки инструмента относительно заготовки. Предпочтителен вариант установки, при котором эта скорость направлена вдоль оси заготовки, что обеспечивается при значении

$$\varepsilon = \arcsin((R + e)/(mr)), \quad (2)$$

Учитывая, что $n_1 = n_2 / m$, настраиваемая частота вращения инструмента составляет

$$n_2 = v / \left(2\pi \sqrt{(R + e)^2 + (r / m)^2 \pm 2(R + e)r \sin \varepsilon} \right). \quad (3)$$

Профиль некруглой поверхности, образованный эксцентрично установленным относительно оси вращения круглым цилиндрическим инструментом при $\varepsilon = 0$ описывается в полярных координатах ρ , φ уравнением

$$\rho = \frac{r_0 - e \cos m\varphi}{\arctg((m e \sin m\varphi)/(r_0 - e \cos m\varphi))}, \quad (4)$$

где $r_0 = r + e$ – средний радиус профиля.

В частном случае, при длине инструмента 2 равной нулю, некруглая поверхность формируется окружностью, установленной с эксцентриситетом e относительно оси ее вращения. Данной схеме формообразования соответствует технологический метод обработки некруглых поверхностей ротационным точением круглым эксцентрично установленным резцом [10]. В этом случае профиль обработанной поверхности на основании (5) описывается уравнением

$$\rho = r_0 - e \cos m\alpha \quad (5)$$

и представляет замкнутую кривую (синоиду) с равномерно расположенными по окружности m выступам.

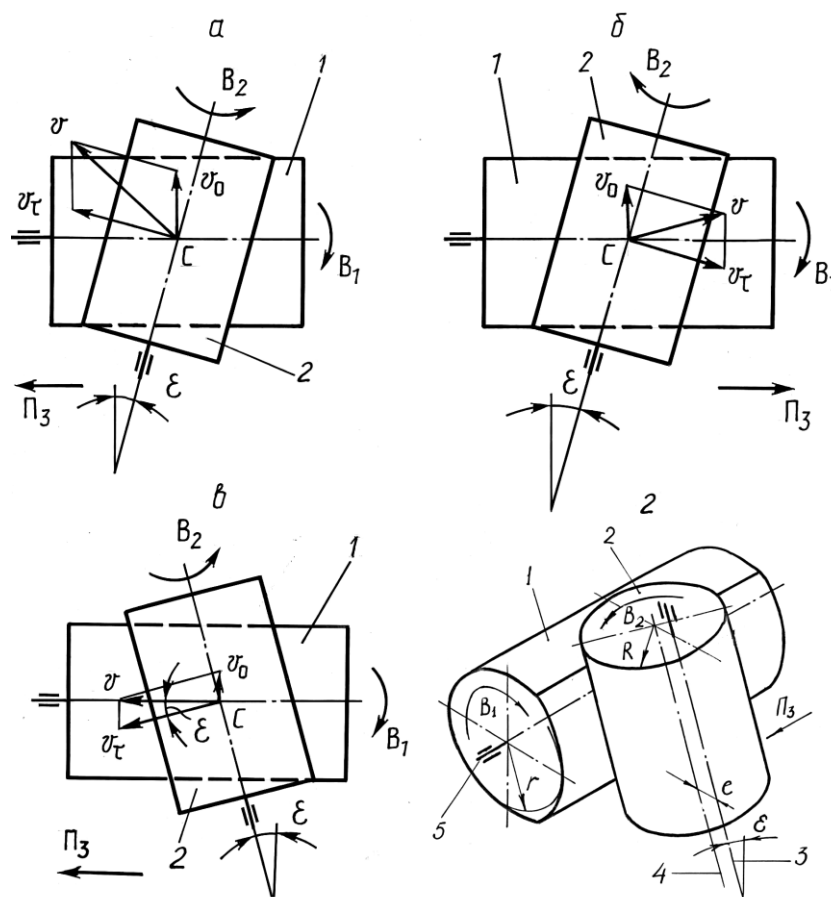


Рис. 1. Схема формообразования некруглой цилиндрической поверхности цилиндрическим инструментом:
а–в – кинематические схемы обработки; г – схема установки инструмента

Заметим, что такой же синусоидный (синусоидальный) профиль формируется при сообщении резцу возвратно-поступательного движения, связанного с вращением заготовки [4]. Наличие возвратно-поступательного движения инструмента и несущего его узла станка отрицательно влияет на производительность обработки, поэтому замена его вращательным движением резца существенно улучшает динамику работы станка и повышает технологическую производительность.

Формирование топологии обработанной поверхности. Рассмотренная схема формообразования некруглой цилиндрической поверхности (см. рис. 1) может быть реализована различными инструментами. Поверхность, обработанная эксцентрично установленной цилиндрической фрезой (рис. 2), отличается от номинальной поверхности изделия отклонениями в виде не срезанной части припуска, характеризующими погрешность формообразования. Они определяют топологию обработанной поверхности, которая является одной из характеристик ее точности [19]. При определении этих отклонений принимается, что заготовка, инструмент и станок являются абсолютно жесткими, а в процессе обработки отсутствуют тепловые деформации элементов обрабатывающей системы и отклонения от требуемых

траекторий движений исполнительных органов станка. Такие допущения принимаются также при анализе процессов формообразования, проектировании режущих инструментов [20].

Указанные отклонения неизбежны при профилировании некруглых поверхностей методами касания, обката и огибания из-за точечного контакта режущих кромок с номинальной поверхностью изделия. Следует отметить, что отклонения, обусловленные методом формообразования поверхности, могут быть более значимыми по сравнению с отклонениями, вызываемыми различными факторами в процессе обработки резанием, поэтому они должны быть рассчитаны при анализе схемы обработки.

При разработке схемы обработки поверхности требуется обеспечить, чтобы высота отклонений обработанной поверхности от номинальной поверхности находилась в допустимых пределах, а в ряде случаев необходимо создать на обработанной поверхности определенный регулярный микрорельеф [21]. Во всех случаях необходимо определить высоту отклонений обработанной поверхности от номинальной. Определим ее для рассматриваемой схемы формирования некруглой цилиндрической поверхности (рис. 2) при совмещении движений профилирования и резания с учетом основного допущения теории формообразования, согласно которому технологическая среда не оказывает влияния на процесс формообразования [19].

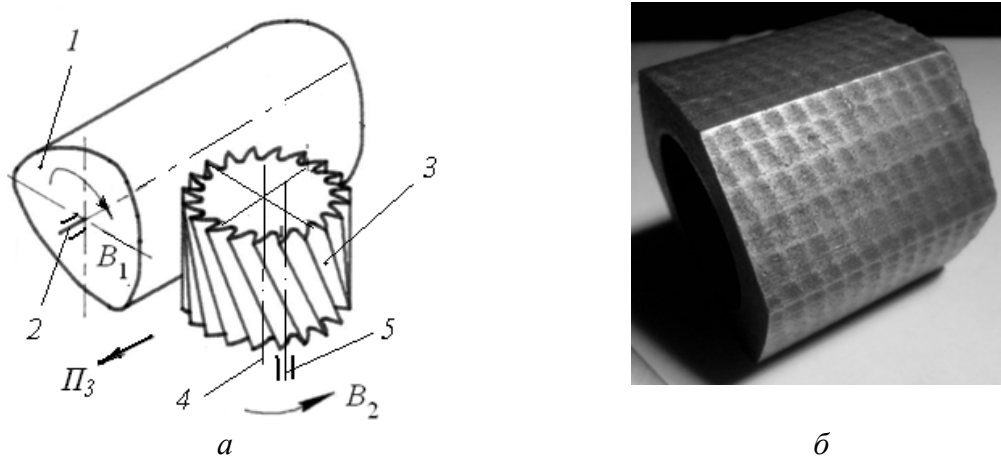


Рис. 2. Кинематическая схема обработки некруглой цилиндрической поверхности цилиндрической фрезой (а), вид обработанной поверхности с регулярным микрорельефом (б)

Обработанная на заготовке 1 поверхность представляет пересечение множества двух семейств поверхностей, которые формируются режущими кромками при движении относительно заготовки и образуют регулярный микрорельеф (рис. 2, б) в виде множества «элементарных ячеек» [19], ограниченных продольными (вдоль оси детали) и поперечными выступами (гребешками).

Профилирование каждой грани некруглой поверхности осуществляется за один оборот фрезы 3 множеством линий, максимальное число кото-

рых равно количеству режущих зубьев. Фактически профиль грани обработанной поверхности представляет ломаную линию, максимальное число отрезков которой при обработке лезвийными инструментами равно числу режущих зубьев, участвующих в профилировании одной грани, что является причиной образования на обработанной поверхности огранки, аналогично обработке боковых поверхностей зубьев зубчатых колес червячной фрезой. Таким образом, имеет место частичное формообразование поверхности, при котором образованный профиль контактирует с номинальным профилем только в нескольких точках.

Высота отклонений обработанной поверхности от номинальной в виде не срезанной части припуска при частичном формообразовании определяется по формуле [10]

$$\Delta = 0,125 l^2 (K_1 + K_2), \quad (6)$$

где $K_1 = 1/\rho_1$ – кривизна образуемой производящей линии формируемой поверхности;

$K_2 = 1/\rho_2$ – кривизна формирующей линии;

l – расстояние между соседними точками контакта формирующей линии с номинальной поверхностью изделия;

ρ_1 (ρ_2) – радиус кривизны образуемой (формирующей) линии в зоне их контакта.

Из (6) следует, что управление высотой отклонений в продольном направлении (вдоль оси детали) возможно за счет кривизны K_2 формирующей линии (радиуса инструмента) и расстояния l между точками контакта, равного перемещению (подаче s) инструмента вдоль заготовки за один ее оборот.

В этом случае $l = s$, $K_1 = 0$, $K_2 = 1/R$, где R – радиус фрезы. Следовательно, расчетная высота Δ_1 отклонений составляет

$$\Delta_1 = 0,125 s^2 / R. \quad (7)$$

Таким образом, управление высотой отклонений возможно за счет геометрических параметров инструмента (радиуса) и режима резания (подачи).

Погрешность профиля обработанной поверхности (высота огранки Δ_2) зависит от кривизны K_2 образующей инструментальной поверхности, у цилиндрической фрезы $K_2 = 0$. Минимальная погрешность профиля обработанной поверхности обеспечивается, когда значение модуля алгебраической суммы кривизн $|K_1 + K_2|$ минимально [10], что устанавливается исходя из анализа формы контакта инструментальной поверхности и номинальной поверхности изделия.

Таким образом, управление топологией некруглой поверхности, обработанной эксцентрично установленной круглой цилиндрической фрезой возможно за счет радиуса и числа режущих зубьев фрезы, величины подачи.

Зависимость числа режущих зубьев фрезы от допускаемого значения шага между ними ограничивает возможности управления высотой отклонений обработанной поверхности от номинальной. Точность формообразования поверхности повышается при обработке ее после фрезерования многолезвийным инструментом, например опилователем (шевером) [18]. При этом обе операции могут выполняться на одном станке, например, зубошлицефрезерном соответствующими инструментами, которые устанавливаются на инструментальном шпинделе и последовательно вводятся в обработку его осевым перемещением. При обработке на многооперационном токарно-фрезерном станке с ЧПУ замена инструментов выполняется по программе.

Так как профиль обработанной поверхности, формируемый методом огибания, не зависит от диаметра инструментальной поверхности, он может иметь разные значения у используемых инструментов.

На рис. 3 приведена структурная схема специализированного станка для обработки некруглых валов по рассмотренной схеме последовательно двумя эксцентрично установленными цилиндрическими инструментами – фрезой 7 и опилователем 5. При такой установке инструментов некруглый профиль формируется кинематически без применения какой-либо системы управления. Инструменты могут иметь разный диаметр, поскольку при реализуемом методе огибания он не влияет на профиль обработанной поверхности.

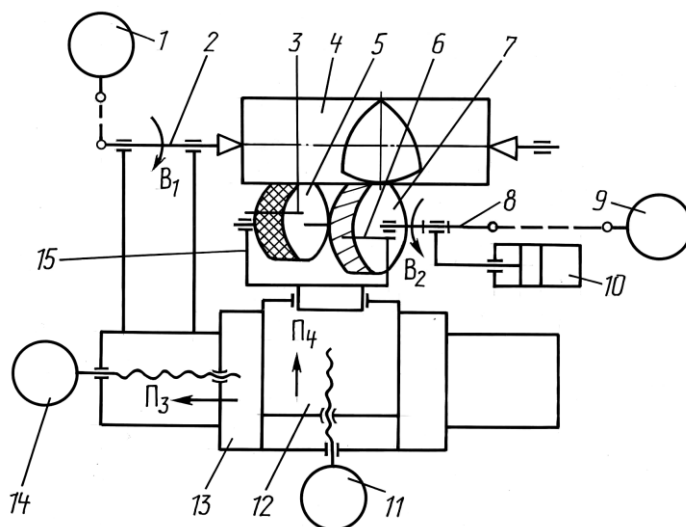


Рис. 3. Структурная схема станка для обработки некруглых цилиндрических поверхностей

Оба инструмента установлены на инструментальном шпинделе 8 так, что ось 3 опилователя и ось 6 фрезы расположены в одной плоскости с осью инструментального шпинделя по разные стороны от него. Инструментальный шпиндель установлен в головке 15 с возможностью перемещения от привода 10 вдоль своей оси для смены инструмента, а головка смонтирована на поперечном суппорте 12 с возможностью настройки угла ϵ (см. рис. 1) между осями заготовки 4 и инструментов.

Вращение B_1 шпинделя 2 с заготовкой осуществляется двигателем 1, а вращение B_2 инструментального шпинделя - двигателем 9. Согласование частот движений B_1 и B_2 обеспечивается системой управления в соответствии с формой некруглой поверхности.

Выводы:

1. Профилирование некруглых наружных цилиндрических поверхностей деталей типа профильных валов возможно различными методами, из которых предпочтителен метод огибания, реализуемый цилиндрическими инструментами на станках с простой кинематикой.

2. При эксцентричной установке цилиндрического режущего инструмента относительно оси его вращения исключается необходимость в копировальной или числовой системе управления и механизме радиального перемещения инструмента, согласованного с вращением заготовки, для формирования некруглого профиля, благодаря чему упрощается конструкция станка.

3. Управление топологией обработанной поверхности для повышения точности формообразования обеспечивается ее комплексной обработкой на одном станке последовательно двумя разными инструментами, например, фрезой и опилователем, по общей схеме формообразования, что исключает соответствующие погрешности профилирования.

4. Формирование регулярного микрорельефа обработанной поверхности, профилируемой методом огибания, обеспечивается за счет параметров режущего инструмента и схемы обработки с совмещенными движениями профилирования и резания.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тимченко, А. И. Процессы формообразования профильных поверхностей изделий с равноосным контуром : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.08 / Александр Иванович Тимченко; Моск. гос. технологич. ун-т «Станкин». – М., 1993. – 41 с.

2. Данилов, В. А. Научные основы технологии формообразования сложных поверхностей резанием : автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01; 05.02.08 / Виктор Алексеевич Данилов; Белорусский национальный технический университет. – Мн., 2002. – 50 с.

3. Конструирование и оснащение технологических комплексов / А. М. Русецкий, П. А. Витязь, М. Л. Леонидович [и др.]; под общ. ред. А. М. Русецкого. – Мн. : Беларус. навука, 2014. – 316 с.

4. Синкевич, В. М. Исследование технологии изготовления профильных бесшпоночных соединений узлов судовых механизмов : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Всеволод Михайлович Синкевич; Ленингр. кораблестр. ин-т. – Л., 1985. – 21 с.

5. Ворона, В. В. Расчет оснастки и операции токарной обработки синусоидальных цилиндрических поверхностей: автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03. 01 / Владимир Викторович. Ворона; Юго-западн. госуд. ун-т. – Курск, 2008. – 20 с.

6. Патент ВУ 22235. Способ получения детали с сечением в виде треугольника Рело из заготовки лезвийным режущим инструментом: опубл. 30.04.2018 / А. А. Данилов, В. А. Данилов. – [б. с.].

7. Данилов, А. А. Анализ схем обработки валков дробилок с профилем в виде треугольника Рело / А. А. Данилов // Инновационное станкостроение, технологии и инструмент : материалы II Междунар. науч.-практ. конф., Гомель, 28–29 нояб. 2024 г. / Гомел. гос. техн. ун-т им. П. О. Сухого ; под общ. ред. М. И. Михайлова. – Гомель, 2025. – С. 30–32.
8. Данилов, А. А. Анализ и реализация схем полигонального точения многогранных поверхностей / А. А. Данилов // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. – Промышленность. Прикладные науки. – 2016. – № 11. – С. 19–27
9. Шитиков, А. Н. Проектирование сборных фрез для обработки наружного РК-профиля : автореферат дис. ... канд. техн. наук : 05.02.07 / Александр Николаевич. Шитиков; Тульск. госуниверситет. – Тула, 2007. – 20 с.
10. Данилов, В. А. Формообразующая обработка сложных поверхностей резанием / В. А. Данилов. – Мн. : Наука и техника, 1995. – 264 с.
11. Максименко, Ю. А. Создание метода проектирования дисковых фрез с конструктивным исполнением радиальной подачи для обработки валов с РК и К- профилем : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.07 / Юлия Андреевна Максименко; Юго-западн. госуд. ун-т. – Курск, 2014. – 20 с.
12. Зенин, Н. В. Технологическое обеспечение качества трехгранного профиля бесшпоночных соединений в условиях серийного производства : автореф. дис. канд. техн. наук : 05.02.08 / Николай Викторович Зенин; МВТУ им. Н. Э. Баумана. – М., 2007. – 16 с.
13. Волковский, С. В. Повышение эффективности формообразования равноосноконтурных поверхностей посредством создания режущего инструмента, реализующего метод огибания : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / Станислав Валентинович Волковский; Комсомольск-на-Амуре гос. техн. ун-т. – Комсомольск-на-Амуре, 2002. – 18 с.
14. Понкратов, П. А. Разработка эффективного долбежного инструмента для обработки сложных криволинейных поверхностей по методу обкатывания : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Павел Александрович Понкратов; Юго-западн. госуд. ун-т. – Курск, 2013. – 20 с.
15. Данилов, А. А. Технология формообразования наружных моментопередающих поверхностей с профилем в виде треугольника Рело на универсальных станках : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.07 / Александр Алексеевич Данилов; Белорусский национ. техн. ун-т. – Мн., 2022. – 22 с.
16. Селицкий, А. Н. Технология обработки валов с синусоидальным профилем принудительно вращающимся эксцентрично установленным круглым резцом : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.07 / Андрей Николаевич Селицкий, ГНУ «ФТИ НАН Беларуси». – Мн., 2021. – 23 с.
17. Данилов, А. А. Синтез рациональных схем обработки профильных моментопередающих поверхностей / А. А. Данилов // Машиностроение: Респ. Межвед. сб. науч. тр. – Мн., 2021. – Вып. 33. – С. 29–37.
18. Заявка DE 3826159A1 ФРГ, МКИ5 B23C3/24. Verfahren und Werkzeugmaschine zur Bearbeitung gekrümmten Oberflächen : № 3826159.6 : заявл.01.08.1988 : опубл.08.02.1990 / V. A. Danilov; Novopol. politechn. In-t. – [б. с.].
19. Радзевич, С. П. Формообразование поверхностей деталей. Основы теории / С. П. Радзевич. – Киев : Растан, 2001. – 592 с.
20. Родин, П. Р. Основы формообразования поверхностей резанием / П. Р. Родин. – Киев: Вища школа, 1977. – 192 с.
21. Данилов, В. А. Управление топологией некруглых поверхностей, обработанных по схемам неполного формообразования / В. А. Данилов, А. А. Данилов // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. Промышленность. Прикладные науки. – 2015. – С. 2–9.

Поступила 27.01.2026

Девойно О. Г., Горбунов А. В., Шелег В. К., Яцкевич О. К.,

Володько А.С., Поляков А. Н., Коваль В. А., Рудницкий А. Ю.

**ВАРИАТИВНОСТЬ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ И ТВЕРДОСТИ
ДЛЯ ПОРОШКОВЫХ ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ
САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ СПЛАВОВ, С УЧЕТОМ ТРЕБОВАНИЙ
К ТОРМОЗНЫМ ПАРАМ ТРЕНИЯ**

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

Рассмотрены некоторые особенности влияния параметров процесса дугового плазменного напыления (APS) по составу порошкового материала и по режиму обработки на уровень коэффициента сухого трения (CoF) и твердость получаемых покрытий. При этом анализировался вариант получения покрытий из порошков самофлюсующихся (СФ) сплавов. Анализ связи между данными параметрами и CoF проведен с учетом требований к парам трения тормозных устройств. Рассмотрены технико-экономические характеристики APS с использованием СФ-порошков двух подгрупп – на основе никеля и железа (относящихся по своему составу, преимущественно, к «среднеэнтронпийным» материалам). Проведено сравнение с полученными нами опытными данными для режимов APS.

Введение и задача исследования. Группа процессов плазменного напыления (в первую очередь, при атмосферном давлении – APS (atmospheric plasma spraying)) занимает последние годы на рынке газотермических (износостойких и других функциональных) покрытий на металлических узлах и деталях доминирующее положение. Одной из проблем в области усовершенствования APS-технологий (традиционно использующих электродуговые плазмотроны (ЭДП) постоянного тока) является выбор оптимальных режимов напыления для конкретных технических задач, с использованием специальных порошков поликомпонентных сплавов, в частности, самофлюсующихся (СФ), признанных удобными для массового применения при нанесении износостойких и упрочняющих покрытий. При этом две основные подгруппы среди промышленных СФ-сплавов для газотермических порошковых покрытий – это никелевые (разработка современных вариантов APS-процессов с этими сплавами (часто шестикомпонентными) проводилась, в частности, в [1–14]) и железные (с их использованием выполнен ряд недавних прикладных исследований [15–43]).

Обзор этих данных, а также ряда других работ показывает необходимость дополнительного обобщения характеристик современных модификаций APS-

процессов как по составам порошковых материалов, так и по режимным параметрам процесса напыления. При этом целесообразно проводить комплексный учет технико-экономических характеристик нанесения покрытий с использованием СФ-порошков упомянутых двух групп. В этом направлении нами и проводилось исследование, кратко описанное в данной публикации, – причем как базовые выходные параметры при анализе влияния режимных параметров процесса на качество покрытий рассмотрены широко используемые показатели – коэффициент трения скольжения (CoF) и твердость. Данные по его вариативности или диапазону его значений у напыленных покрытий полезны, в частности, при разработке и испытании пар трения для различных тормозных устройств, в частности, для применения в лифтовых и аналогичных системах (рассматриваемых, например, в статьях [44–45]), в которых рабочие поверхности требуют использования эффективных фрикционных покрытий с высокой термостойкостью (до 800 °C) и повышенным уровнем коэффициента трения.

Методика исследования и результаты. Вначале нами были рассмотрены данные по видам и характеристикам типичных серийно выпускаемых порошков (включая их стоимостные показатели) из СФ- и других сплавов для плазменного и газопламенного напыления (производства АО «Полема»), и они обобщены в табл. 1.

Сравнение данных по табл. 1 показывает, что при достаточно высоких функциональных характеристиках СФ-порошков на основе сплавов железа (твердость получаемых из них покрытий по Роквеллу – до 60–64 единиц по шкале HRC (в частности, для марки ПР-Х4ГСР) и микротвердость по Виккерсу до $HV = 750–870$) они, по сравнению с достаточно качественными никелевыми СФ-порошками (например, марки ПР-НХ17СР4), имеют в 2,1–2,6 раза меньшую стоимость при серийном производстве.

Далее нами был проведен сопоставительный анализ влияния режимных параметров APS-процесса на уровень коэффициента CoF и микротвердости напыленных плазмой покрытий. Краткие результаты приведены в табл. 2 (для подгруппы с напылением железных СФ-сплавов) и на рис. 1–3. Они иллюстрируют достаточно сложный характер зависимостей таких выходных параметров, как твердость покрытий и их коэффициент трения (которые преимущественно и характеризуют уровень износостойкости), от традиционных режимных параметров напыления (удельных энергозатрат, толщины покрытия, энтропийного фактора материала напыляемого порошка [30] и др.), с отсутствием сильно выраженных парных корреляций, за некоторым исключением для пары «коэффициент трения CoF – удельные энергозатраты на напыление покрытия» (для нее коэффициент линейной корреляции R близок к 70 %, что показывает ориентировочный уровень корреляционной связи, учитывая небольшой объем выборки режимов APS-процесса). Проведенный анализ показал, что в широком интервале параметров процесса напыления (APS) по составу порошкового материала и по режиму обработки диапазоны таких определяющих износостойкость покрытий характеристик, как CoF и микротвердость H покрытий из СФ-сплавов железа, составляют от 0,3 до 1,2 и от 3,9 (возможно,

и несколько ниже) до 12,2 ГПа, соответственно. Аналогичные диапазоны для режимов напыления покрытий из никелевых СФ-порошков [1–14] показывают близкий уровень по H и более узкий по CoF (от ~0,30 до ~0,80).

Таблица 1 – Характеристики порошков (включая данные по их стоимостным показателям (на 2023 г.)) из самофлюсующихся и других сплавов для плазменного и газопламенного напыления функциональных покрытий (производства АО «Полема», г. Тула, РФ)

№	Марка порошка для напыления, базовый химический состав (по [11]), вес. %; температура плавления T_m ; энтропийный фактор (ΔS_{mix})	Стоимость 1 кг порошка у производителя, относительные единицы	Номинальная твердость покрытия из порошка по HRC / пересчет в единицы HV
1	ПГ-С27 ($Fe - 65,4$, $Cr - 26,0$, $C - 3,9$, $Ni - 1,7$, $Si - 1,5$, $Mn - 1,1$, $W - 0,3$, $Mo - 0,1$); $\Delta S_{mix}/R = -0,838$ (#)	1,00	54–60 ($\geq 54,2$ [11]) / 606–746
2	ПР-Х4ГСР ($Fe < 88,6$, $Cr - 3,8$, $B - 3,6$, $Si - 2,3$, $C - 1,2$, $Cu < 0,5$, примеси Mn и V) (†); $T_m = 1\,473\text{ K}$ [11]; $\Delta S_{mix}/R \approx -0,918$ (#)	1,21	60–64 [11] / 746–868
3	ПР-БрАЖНМц ($Cu - 81,0$ – $83,5$, $Al - 8,5$, $Ni - 5,0$, $Fe - 1,5$ – $4,0$, $Mn - 1,5$)	2,24	180–210 (по НВ) / ~190–230
4	ПР-БрОл8НСР ($Cu \geq 83,8$, $Sn - 8,0$, $Ni - 4,8$, $Fe < 2,0$, $Si - 0,8$, $B - 0,6$) (†); $T_m \leq 1\,253\text{ K}$ [11]	2,33	140–160 (по НВ) / ~140–170
5	ПР-НХ13СР3 ($Ni - 76,4$, $Cr - 13,0$, $Si - 4,0$, $Fe - 3,2$, $B - 2,8$, $C - 0,6$) (†); $T_m = 1303\text{ K}$ [11]	2,48	45–52 [11] / 460–587
6	ПР-НХ7С4Р3МД (или ПР-НХ7С4Р3) ($Ni > 76,95$ ($> 81,05$), $Cr - 7,0$, $Fe < 5,0$, $Si - 3,8$ (3,7), $B - 2,8$, $Mo - 2,2$ (0), $Cu - 1,8$ (0), $C - 0,45$) (†); $T_m = 1\,273\text{ K}$ (или $1\,253\text{ K}$) [11]; $\Delta S_{mix}/R = -1,232$ (для ПР-НХ7С4Р3МД) (#)	2,52	50–55 (50–52) / 551–630 (551–587)
7	ПР-НХ9С3Р2 ($Ni > 81,1$, $Cr - 9,0$, $Fe < 5,0$, $Si - 3,0$, $B - 1,6$, $C - 0,3$) (†); $T_m = 1\,313\text{ K}$ [11]	2,53	32–38 [11] / 317–373
8	ПР-НХ17СР4 ($Ni > 69,3$, $Cr - 17,0$, $Fe < 5,0$, $Si - 4,1$, $B - 3,6$, $C - 1,0$) (†); $T_m = 1\,298\text{ K}$ [11]; $\Delta S_{mix}/R = -1,344$ (#)	2,59; 2,14 (*)	55–60 / 630–746
9	ПГ-Ю-НХ16СР3 (98,8 % сплава (78 % Ni , 16,0 % Cr , 3 % Si , 3 % B) + 1,2 % Al)	2,69	380 (по НВ) [11] / ~400
10	ПР-НД42СР ($Ni > 52,4$, $Cu - 42,5$, $Fe < 3,0$, $B - 1,0$, $Si - 0,9$, $C - 0,2$) (†); $T_m = 1\,338\text{ K}$ [11]	2,79	190–230 (по НВ) / ~200–240
11	ПГ-Ю5-Н (94,8 % Ni + 5,2 % Al)	2,86	210 (по НВ) [11] / ~230
12	ПГ-Ю10-Н (91 % Ni + 9 % Al)	3,00	170 (по НВ) [11] / ~180

Стоимости порошков приведены без НДС; * – значение 2,14 дано относительно стоимости 1 кг порошка ПР-Х4ГСП; † – самофлюсующиеся сплавы [11]; # – расчетная конфигурационная энтропия смешения $\Delta S_{mix}/R$ для данного сплава (где R – универсальная газовая постоянная). Микротвердость покрытий по шкале Виккерса HV (или H) соответствует единицам кгс/мм².

Также с учетом предварительных расчетно-теоретических данных о предпочтительных режимах плазменно-топливного процесса нами были проведены эксперименты на специальной модернизированной системе плазменного напыления мощностью до 35 кВт, действующей на базе установки УПУ-3Д с возможностью использования различных комбинаций из трех рабочих газов – азота, пропан-бутана и воздуха низкого давления, в интервале основных режимных параметров напыления (в т. ч. по расходам газов и мощности плазмотрона на образцы, соответствующие стальным деталям, требующим повышенной износостойкости. Для полученных в экспериментах покрытий с планировавшейся толщиной до 500–600 мкм (на пластинчатых образцах из углеродистой стали) из порошкового материала – никелевого сплава марки ПР-НХ17СП4 – были определены некоторые их физико-механические параметры (в частности, микротвердость по Виккерсу), а также фазовый состав. Определение параметров образцов, в т. ч. толщины покрытия на них и микроморфологии поверхностей после формирования покрытий, проводили с использованием металлографического микроскопа ADF I350 (КНР) с увеличением $\times 2000$. Шлифы образцов с покрытиями для выявления микроморфологии готовились с помощью металлографического комплекса с модулем Kason-59-HV (КНР), который применяется также как микротвердомер при измерениях локальных значений твердости по ГОСТ 9450–76.

Для полученных образцов покрытий некоторые результаты наших измерений приведены на рис. 4–5. Для их получения были проведены как эксперименты по напылению (с дополнительным оплавлением или без него) образцов износостойких покрытий на основе индивидуальных порошков СФ-сплавов на основе никеля (ПР-НХ17СП4, состав в табл. 1) и на основе железа (Х4Г2Р4С2Ф с составом по табл. 2), так и покрытий с введением фаз высокотвердых карбидов (в т. ч. WC) в никелевый и в железный СФ-сплавы. При этом, как установлено, напыленные образцы покрытий типа «СФ-сплав + карбидная добавка» характеризуются повышенным уровнем градиентности по локальной твердости (диапазон микротвердости по сечению покрытия (с общей его толщиной $\geq 1,0$ мм) составляет 670–1650 кг) и по их составу. Повышенный уровень разброса значений микротвердости по объему, с содержанием фаз твердых карбидов (в т. ч. карбида вольфрама), регистрируется по уровню коэффициента вариации для ее значений CV_1 (он превышает 15 %). С учетом этого в дальнейшем для эффективного применения плазменного напыления (в т. ч. в аппаратах с вводом топливных добавок в плазменно-порошковую среду/поток) целесообразна будет

дополнительная оптимизация процедуры подготовки порошкового материала, которая в использованном базовом варианте включала совместную грануляцию и помол трех компонентов – порошка из никелевого или железного сплава, карбидного упрочняющего порошка/добавки и органического пластификатора (ПВА или иного).

С учетом полученных данных можно отметить, что экспериментальные испытания с использованием дуговых плазмотронов для напыления порошков с мощностью (на дуге ЭДП) до 30 кВт, а также с вводом топливных добавок углеводородного (или иного) типа в плазменную струю при нанесении покрытий, подтверждают возможность получения слоев с достаточно высокими механическими свойствами (определяющими уровень износостойкости покрытий) при толщине до 0,8–1,0 мм (при этом, без проведения дополнительного оплавления покрытия), причем с уровнем локальной микротвердости сформированных покрытий как на основе сплава никеля, так и сплава железа – до 10,5 ГПа, при обеспечении достаточно низкой пористости покрытий.

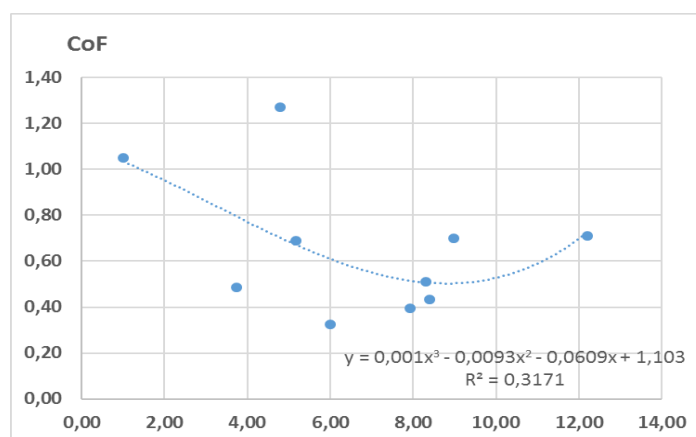


Рис. 1. Зависимость коэффициента сухого трения CoF от микротвердости H (в ГПа) для группы экспериментальных режимов с получением напыленных покрытий на основе железных СФ-сплавов – по табл. 2

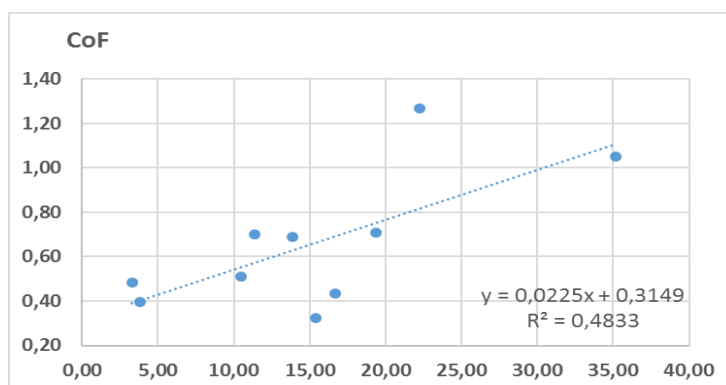


Рис. 2. Зависимость коэффициента сухого трения CoF от удельных энергозатрат ES (в кВтч/кг порошка) для группы экспериментальных режимов с получением напыленных покрытий на основе железных СФ-сплавов – по табл. 2 (с линейной аппроксимацией данной эмпирической зависимости – при коэффициенте корреляции Пирсона $R = 0,695$)

Таблица 2 – Сравнение параметров разрабатываемых процессов, относящихся к группе плазменного напыления (с электродуговыми плазмотронами = ЭДП), для формирования износостойких покрытий из порошков сплавов на основе железа СФ-типа (являющихся, как правило, «среднеэнтروпийными» материалами), с учетом полученных авторами результатов, а также проанализированных современных экспериментальных данных из [15–41]. В данной таблице как УКС обозначена углеродистая конструкционная сталь

№	Марка или состав порошка (вес, %)	Значение энтропийного фактора для материала порошка ($\Delta S_{mix}/R$) ($^{\circ}$); Степень разупорядоченности по размерам атомов (δr) в материале порошка, %	Режим напыления (мощность на дуге ЭДП (кВт); плазмообразующие газы; расход порошка (г/с); материал подложки под покрытием)	Свойства покрытия после напыления		Удельные энергозатраты на 1 кг исходного порошка в режиме ES (кВтч/кг)	Примечания; источник информации
				Толщина, мкм	Микротвердость H (кгс/мм ²); коэффициент сухого трения CoF в режиме скольжения (*)		
1	Композиционный порошок из 80 % промышленного сплава ПР-Х4Г2Р4С2Ф (производство РФ, состав 3,7 % Cr; 2,2 % Mn; 3,8 % B; 2,5 % Si; 0,8 % V, остальное Fe) + 20% упрочняющей добавки WC + Co (в ней 6 % Co)	Среднее – –1,238; 17,52	25,0–28,0; азот + топливная добавка СхНу; ~1,0; установка плазменно-топливного типа (БНТУ) с дополнительным оплавлением); пластины из УКС	$\leq 1\ 200$	960–1 050; не измерялся	~6,9–7,8	Эксперименты авторов (БНТУ, 2025–2026 гг.)
2	Порошок на основе фосфористого чугуна; Fe – 92,6 %, C – 3,5 %, P – 1,4 %, Si – 2,0%, Mn – 0,5 %	Низкое – –0,678; 13,97	25,0; ~Ar + H ₂ ; 0,5 (ЭДП – 9МВ plasma gun (Oerlicon Metco)); УКС	около 250	5,17±0,05 ГПа; 0,69 ± 0,05	13,9	Данные [18]

Продолжение табл. 2

№	Марка или состав порошка (вес, %)	Значение энтропийного фактора для материала порошка ($\Delta S_{mix}/R$) (†); Степень разупорядоченности по размерам атомов (δr) в материале порошка, %	Режим напыления (мощность на дуге ЭДП (кВт); плазмообразующие газы; расход порошка (г/с); материал подложки под покрытием)	Свойства покрытия после напыления		Удельные энергозатраты на 1 кг исходного вводимого порошка ЕС (кВтч/кг)	Примечания; источник информации
				Толщина, мкм	Микротвердость H (кгс/мм ²); коэффициент сухого трения CoF в режиме трения скольжения (*)		
3	$Fe-Cr-Mo-B-C$ -порошок (52–54 % Fe , 25–27 % Cr , 16–18 % Mo , 2–2.2 % B , 2–2.5 % C)	Среднее – –1,364; 15,74	35,0; $Ar + H_2$; 0,17–0,75 (установка напыления Oerlikon Metco); пластины из УКС марки 1018	76–360	0,72–1,3 ГПа ($\blacklozenge$); $CoF = (0,9 \pm 0,1) - (1,2 \pm 0,1)$ при снижении ЕС от 57,2 до 13,1 кВтч/кг (в этом же интервале ЕС скорость износа при трении для покрытий растет в ~2 раза до $0,9 \pm 0,14$ мкг/(Н·м))	13,1–57,2	Доля аморфной фазы в покрытиях – от 56 до 89 %; данные [19]
4	Синтезированный СФС ($Ni - 3,0\%$, $Cr - 4,0-6,0\%$, $Si - 3,0-5,0\%$, $B - 3,0-5,0\%$, $W - 8,0-10,0\%$, $Mo - 3,0\%$, $Mn - 1,0\%$ и Fe – остальное ($\geq 67,0\%$))	Среднее – –1,223; 14,31	15,0-25,0; $Ar + H_2$; 0,25; аустенитная сталь 304 (#)	133–333	415–562; 1,27 (1,18 после ЛЮ покрытия (††))	16,7–27,8	При переходе к варианту процесса с ЛЮ – значения CoF и СИ (скорость износа покрытия) падают (на 7,1 и 62,5 %); данные [20]
5	Синтезированный СФС ($Fe_{41,87}Cr_{14,37}Ni_{1,06}Mo_{11,33}C_{20,82}B_{7,15}Si_{3,40}$ (состав в атомн. %))	Среднее	35,0; $Ar + H_2$; 0,50; конструкционная сталь F22	Около 200	~12,2 ГПа (по данным нано-индентирования); 0,65–0,77 (в зависимости от условий измерений)	19,4	Данные [21]

№	Марка или состав порошка (вес, %)	Значение энтропийного фактора для материала порошка ($\Delta S_{mix}/R$) (†); Степень разупорядоченности по размерам атомов (δr) в материале порошка, %	Режим напыления (мощность на дуге ЭДП (кВт); плазмообразующие газы; расход порошка (г/с); материал подложки под покрытием)	Свойства покрытия после напыления		Удельные энергозатраты на 1 кг исходного порошкого покрытия EC (кВтч/кг)	Примечания; источник информации
				Толщина, мкм	Микротвердость H (кгс/мм ²); коэффициент сухого трения CoF в режиме трения скольжения (*)		
6	СФС марки Fe90 (C – 0,41 %, Cr – 13,8 %, Si – 1,58 %, B – 1,75 %, Mn – 0,68 %, остальное – Fe (81,78 %)) – 88,5–90,0 % + WC (10 %) + La ₂ O ₃ (0–1,5 %)	Среднее	~(6,5–11,0 (или до 15,8) кВт) при 130 А и ~(50–85 В) [23–24, 25]; Ar; ~0,8 [26]; (аппарат плазменной сварки PDA-400 D1-ST); УКС	Около 1 900	Рост от 808,3 до 885,5 (HV) и рост от 0,395 до 0,645 (CoF) – при увеличении дозы La ₂ O ₃ в покрытии от 0 до 1,0 %	~2,2–3,8 (или до 5,5)	Данные [22]
7	Разработанный СФС (C – 5,76 %, Al – 3,87 %, Si – 3,34 %, Mn – 1,17 %, остальное – Fe (85,86 %))	Низкое	45–60 А и ~3,0 кВт; Ar; ~0,25; (аппарат плазменной наплавки); УКС	Около 3 600	Рост от 363 до 402 (HV) при росте I от 45 до 60 А; от 0,46 до 0,51 (CoF)	~3,3	Данные [27]
8	Вторичный порошок промышленного высокохромистого чугуна ИЧХ28Н2 (состав: 2,5 % C, 28,0% Cr, 1,0% Mn, 2,0% Ni, ~0,2–1,5 % Si, остальное – Fe [17])	Среднее – 1,077; 12,09	23,0–26,0; N ₂ ; 0,56; (установка плазменного напыления УПУ-3Д БНТУ) с дополнительным изотермическим оплавлением при 1 273 К; пластины из УКС	~1 000–1 500	7,0–8,0 ГПа; нет данных	11,4–13,0	Данные [15–16]

Продолжение табл. 2

№	Марка или состав порошка (вес, %)	Значение энтропийного фактора для материала порошка ($\Delta S_{\text{мик}}/R$) (†); Степень разупорядоченности по размерам атомов (δr) в материале порошка, %	Режим напыления (мощность на дуге ЭДП (кВт); плазмообразующие газы; расход порошка (г/с); материал подложки под покрытие)	Свойства покрытия после напыления		Удельные энергозатраты на 1 кг исходного вводного порошка EC (кВтч/кг)	Примечания; источник информации
				Толщина, мкм	Микротвердость H (кгс/мм ²); коэффициент сухого трения CoF в режиме трения скольжения (*)		
9	Порошок на основе фосфористого чугуна; $Fe - 92,52\%$, $C - 3,5\%$, $P - 1,4\%$, $Si - 2,0\%$, $Mn - 0,5\%$; $S - 0,08\%$	Низкое – $\sim 0,68$; $\sim 14,0$	$32,0-42,0$ ($I = 600$ А); $Ar+H_2$ (ЭДП F4); $0,67$; 5 проходов при напылении; пластины из УКС	200–265	$535-690$; $0,28-0,37$	$13,3-17,5$	$S = 0,12$ м (Δ); данные [33]
10	Аморфизованный порошок ($Fe - 83,35\%$, $C - 3,15\%$, $P - 5,26\%$, $Si - 1,8\%$, $B - 2,0\%$, $Mn - 0,46\%$, $Cr - 2,0\%$, $Mo - 1,98\%$)	Среднее/низкое	$25,0-30,0$; Ar ; $0,25-0,50$; пластины из УКС марки 1020	Около 500	$7,6 \pm 1,6$ ГПа ($S = 0,1$ м (Δ)) – $9,2 \pm 0,5$ ГПа ($S = 0,075$ м (Δ)); CoF снижается от $0,65$ до $0,22$ (при снижении S от $0,1$ до $0,075$ м)	16,7	Данные [37]
11	Синтезированный (распылением расплава) порошок $Fe_{43}Cr_{16}Mo_{16}C_{10}B_3P_{10}$ (в атомн. %) – трех отдельных фракций (средний размер частиц $d = 33, 66$ и 84 мкм)	Среднее/высокое – $\sim 1,560$; $15,26$	$\sim 22-33$ ($I = 550$ А); $Ar+H_2$; $0,67$; пластины из аустенированной стали марки 316	Около 450 мкм	$8,01-9,97$ ГПа; $0,75-0,85$ (при режиме трения по рис. 7, а)	$\sim 9,1-13,7$	Параметр $S = 0,11$ м (Δ); данные [41]

№	Марка или состав порошка (вес, %)	Значение энтропийного фактора для материала порошка ($\Delta S_{mix}/R$) ($\dagger$); Степень разупорядоченности по размерам атомов (δr) в материале порошка, %	Режим напыления (мощность на дуге ЭДП (кВт); плазмообразующие газы; расход порошка (г/с); материал подложки под покрытие)	Свойства покрытия после напыления		Удельные энергозатраты на 1 кг исходного порошкого ввода EC (кВтч/кг)	Примечания; источник информации
				Толщина, мкм	Микротвердость H (кгс/мм ²); коэффициент сухого трения CoF в режиме трения скольжения (*)		
12	Синтезированный (распылением расплава) порошок ($Fe - 85,1\%$, $C - 0,5\%$, $B - 2,4\%$, $Cr - 12,0\%$)	Среднее/низкое	$\sim 19-31$ ($I = 480-520$ А); $Ar+He$ (ЭДП F4); 0,67; пластины из аустенитной стали марки 304	Около 450 мкм	8,09–8,5 ГПа; 0,5–0,52	$\sim 8,0-13,0$	Параметр $S = 0,09-0,11$ м (Δ); данные [42]

* – измерения в условиях трения скольжения без смазки;

$\dagger$ – в данном факторе ΔS_{mix} – это конфигурационная энтропия смешения для материала порошка, и R – универсальная газовая постоянная;
 $\#$ – нержавеющая аустенитная сталь марки 304 [20];

$\dagger\dagger$ – лазерное оплавление (ЛО) напыленного покрытия;

$\blacklozenge$ – возможно, заниженные значения в [19] для величины HV (по априорной оценке);

Δ – дистанция от сопла ЭДП до стальной подложки при напылении (S).

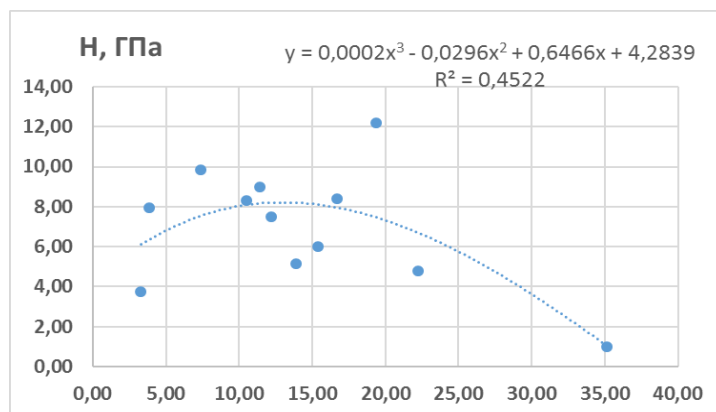


Рис. 3. Зависимость микротвердости H (в ГПа) от удельных энергозатрат ES (в кВтч/кг порошка) для группы экспериментальных режимов с получением напыленных покрытий на основе железных СФ-сплавов – по табл. 2

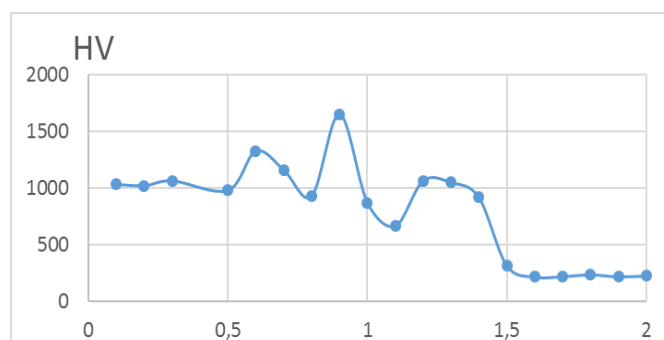


Рис. 4. Пример профиля микротвердости по Виккерсу по глубине покрытия (с общей толщиной $\sim 1,40$ мм (А) и $\sim 1,10$ мм (Б)) и стальной основы (А) (с шагом сканирования 50–100 мкм), определенный для образцов, напыленных в аппарате плазменно-топливного типа из порошковой смеси – никелевый сплав ПР-НХ17СР4 + добавка карбида WC (20 вес. %) + добавка пластификатора ПВА (поливинилацетат на основе водной дисперсии, изготавливается по ТУ 2241-051-02959729-2013 или аналогичного сорта)

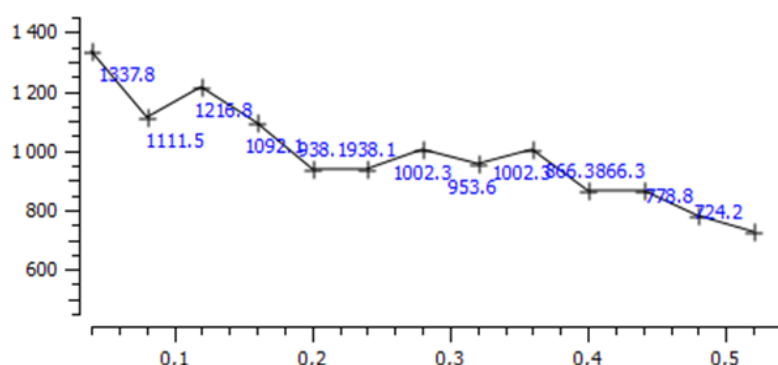


Рис. 5. Измеренный профиль микротвердости по Виккерсу по глубине верхней части (~ 500 мкм) покрытия (при его общей толщине $\sim 1,1$ мм) для образца, напыленного в плазме с топливной добавкой из композиционного порошка, полученного из 80 вес. % промышленного порошкообразного сплава ПР-Х4Г2Р4С2Ф (производство РФ, содержит в составе $\sim 89\%$ Fe) + 20 % упрочняющей порошковой добавки WC + Co

Выводы. Проведенный анализ показал, что в широком интервале параметров процесса дугового плазменного напыления (APS) по составу порошкового материала и по режиму обработки верифицированные диапазоны таких определяющих износостойкость покрытий характеристик, как коэффициент сухого трения (CoF) и микротвердость H получаемых покрытий из СФ-сплавов железа, составляют от 0,3 до 1,2 и от 3,9 (возможно, и несколько ниже) до 12,2 ГПа, соответственно. Аналогичные диапазоны для режимов напыления покрытий из никелевых СФ-порошков показывают близкий уровень по H и более узкий по CoF (от $\sim 0,30$ до $\sim 0,80$).

По полученным нами для сравнения опытным данным для покрытий на основе СФ-порошка железного сплава характерны достаточно высокие физико-механические свойства (как и для напыленных СФ-покрытий из никелевого сплава), в частности средняя по толщине слоя покрытия микротвердость на уровне $\geq 1000\text{ HV}$ (т. е. $> 9,8$ ГПа) при низкой пористости.

В целом полученные при анализе результаты отражают достаточно сложный характер зависимости таких выходных параметров, как микротвердость покрытий и их коэффициент сухого трения, от традиционно рассматриваемых режимных параметров напыления (удельных энергозатрат, толщины покрытия, энтропийного фактора материала напыляемого порошка), причем, с почти полным отсутствием сильно выраженных парных корреляций по выходному параметру CoF и по микротвердости покрытий.

Выполнение данного исследования частично было поддержано Белорусским республиканским фондом фундаментальных исследований (РБ), грант № T25КП-081.

ЛИТЕРАТУРА

1. Two feasible approaches to enhance the wear behaviors of NiCrBSi coating in atmosphere and aqueous environments / Y. Ye, C. Wang, W. Zheng [et al.] // Surface Topography: Metrology and Properties. – 2017. – Vol. 5, no. 3. – Art. 034003.
2. Wear Resistance Evaluation of Self-Fluxing Nickel-Based Coating Deposited on AISI 4340 Steel by Atmospheric Plasma Spray / F. C. Monção, F. R. Caliari, F. E. Freitas [et al.] // Metals. – 2024. – Vol. 14, no. 5. – P. 532.
3. Wear Properties of Self-Fluxing Ni60A–AlMgB14 Composite Coating Fabricated by Plasma Spraying / H. Wang, G. Gao, Y. Ma, [et al.] // Materials Transactions. – 2022. – Vol. 63, no. 1. – P. 63–68.
4. Huang, S. Microstructural Characteristics of Plasma Sprayed NiCrBSi Coatings and Their Wear and Corrosion Behaviors / S. Huang, J. Zhou, K. Sun, [et al.] // Coatings. – 2021. – Vol. 11. – P. 170.
5. Optimizing Wear Resistance and Tensile Strength of Nickel-Based Coatings through Tungsten Carbide Reinforcement / L. Zhang, S. Li, C. Zhang, [et al.] // Metals. – 2024. – Vol. 14. – Art. 1097.
6. Wear and frictional behavior of partially oxidized and plasma sprayed NiCr and NiCrBSiFe coatings / S. Medabalimi, U. Rokkala, S. Gudala, [et al.] // Scientific Reports. – 2025. – Vol. 15. – P. 19717.
7. Investigation of Tribological Behavior of Plasma Sprayed Ni-Based Coating Prepared on Aluminum Alloy Under Different Temperatures / B. Y. Han, X. H. Gao, S. Y. Chen [et al.] // Available at SSRN . – 2023. – P. 27.

8. Microstructure and tribological behavior of plasma spray Ni60 alloy coating deposited on ZL109 aluminum alloy substrate / B. Y. Han, X. H. Gao, S. Y. Chen, [et al.] // *Tribology International*. – 2022. – Vol. 175. – Art. 107859.
9. Microstructure and Properties of Supersonic Plasma Sprayed NiCrBSi-Diamond Composite Coatings / H. Sun, D. Zhang, L. Jia, [et al.] // *Materials Protection*. – 2025. – Vol. 58, no.3. – P. 60–69.
10. Wear behaviors of 5 wt % SiO₂–Ni60 coatings deposited by atmospheric plasma spraying under dry and water-lubrication sliding conditions / C. Zhang, J. Y. Xu, G. D. Sun, [et al.] // *Wear*. – 2021. – Vol. 470–471. – Art. 203621.
11. Металлические порошки // ОАО «ПОЛЕМА» (ПФ). – URL: <https://www.polema.net/userfiles/files/metal-powders.pdf>,. (дата обращения 12.09.2025).
12. Self-Fluxing and Self-Fusing Alloys for Dense Coatings (<https://www.oerlikon.com/metco/en/products-services/materials/self-fluxing-self-fusing/>); Material Product Data Sheet: Nickel- and Cobalt-Based Self-Fluxing Alloy Powders for Thermal Spray // Oerlikon Metco. – URL: https://www.oerlikon.com/ecoma/files/DSM-0263_Self-Fluxing_TS.pdf?download=true (дата обращения 12.09.2025)..
13. Investigation of Microstructure and Wear Behavior of Ni60CuMo Coating Fabricated on ZL109 Aluminum Alloy by Plasma Spray / B. Y. Han, W. Du, H. Zhang [et al.] // *Journal of Materials Engineering and Performance*. – 2022. – Vol. 31. – P. 9262–9272.
14. Idir, A. Tribological performance of thermally sprayed NiWCrBSi alloy coating by two different oxyacetylene flame stoichiometries / A. Idir, F. Delloro, R. Younes [et al.] // *Transactions of the IMF*. – 2021. – Vol. 99, no.6. – P. 313–323.
15. Исследование процесса плазменного напыления чугунных покрытий / И. В. Кривцун, М. А. Кардаполова, Ю. С. Борисов, [и др.] // *Вестник Брестского государственного технического университета. Серия: Машиностроение*. – 2006. – № 4. – С. 39–45.
16. Ярошевич, В. К. МикродюрOMETрическое исследование плазменных покрытий из порошка высокохромистого чугуна / В. К. Ярошевич, Ю. О. Девойно, М. А. Кардаполова, [и др.]. // *Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. Промышленность. Прикладные науки. Материалы и покрытия*. – 2005. – № 12. – С. 17–20.
17. Высокохромистый чугун для деталей оборудования по переработке и транспортировке минерального сырья / А. С. Гуденко, Н. С. Гущин, Е. А. Макарова [и др.]. // *Литье и металлургия*. – 2022. – № 1. – С. 73–77.
18. Process–structure–property relationship for plasma-sprayed iron-based amorphous/crystalline composite coatings // A. Pathak, B. Mukherjee, K. K. Pandey [et al.]. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. – 2022. – Vol. 29, no. 1. – P. 144–152.
19. Effect of Powder Feed Rate of Plasma-Sprayed Fe–Cr–Mo–B–C Coatings on Microstructure, Tribology and Corrosion in 3.5 % NaCl Solution / A. A. Sorour, A. Y. Adesina, M. A. Hussein [et al.] // *Arabian Journal for Science and Engineering*. – 2022. – Vol. 47. – P. 9271–9285.
20. Microstructure and Tribological Behavior of Fe-Based Amorphous Alloy Fabricated by Plasma Spraying and Laser Remelting / P. Ma, Z. Yang, L. Fang [et al.] // *Transactions of the Indian Institute of Metals*. – 2023. – Vol. 76. – P. 1007–1014.
21. Microstructure and Wear Behaviors of Plasma-Sprayed FeCrNiMoCBSi Coating with Nano-Grain Dispersed Amorphous Phase in Reciprocating Sliding Contact / B. Zhang, Q. Dong, N. Zhu [et al.] // *Tribology Transactions*. – 2019. – Vol. 62, no.2. – P. 274–282.
22. Effect of La₂O₃ on hardness, wear resistance and corrosion resistance of WC/Fe90 iron-based composite coatings / Y. Li, Z. Meng, Y. Chen [et al.] // *Journal of Alloys and Compounds*. – 2024. – Vol. 992, no. 2. – Art. 174584.
23. Taiwan Plasma Corp : [сайт] . – URL: <https://www.plasma.com.tw/PTA-Welder/400A-PTA-Welding-Machine#:~:text=Structured%20by%20IGBT%20Chopper%>

2C%20for%20the% 20most,with%20independent%20gas%20flow%20meters%20for%20plasma (дата обращения 12.09.2025).

24. HafniumTech : [сайт] .– URL: <https://www.hafniumtech.com/product/inverter-pulsed-argon-arc-welding-machine-tig-mma-welder/> (дата обращения 12.09.2025).

25. Shanghai Duomu Industry Co., Ltd : [сайт] .– URL: <https://www.ourcladding.com/ru/download/> (дата обращения 12.09.2025).

26. Effects of WC Addition on Microstructure and Properties of Plasma-Cladded AlCo-CrFeNi High-Entropy Alloy Coatings / X. Liu, J. Zhao, T. Li, [et al.] // *Lubricants*. – 2025. – Vol. 13. – Art. 407.

27. Wear Properties of Iron-Based Alloy Coatings Prepared by Plasma Transfer Arc Cladding / B. Chen, P. Gao, B. Zhang [et al.] // *Coatings*. – 2022. – Vol. 12, no.2. – Art. 243.

28. Zhang, Z. Tribological properties of flame sprayed Fe-Ni-RE alloy coatings under reciprocating sliding / Z. Zhang, Z. Wang, B. Liang // *Tribology International*. – 2006. – Vol. 39, no.11. – P. 1462–1468.

29. Microstructure and Corrosion Behavior of Fe-Based Austenite-Containing Composite Coatings Using Supersonic Plasma Spraying / X. Zhang, T. Luo, S. Liu [et al.] // *Coatings*. – 2023. – Vol. 13, no. 4. – Art. 694.

30. Non-Metallic Alloying Constituents to Develop a Wear-Resistant, High-Entropy CrFeNi-BSiC Alloy for Surface Protective Coatings by Thermal Spraying and High-Speed Laser Metal Deposition / T. Lindner, B. Preuß, M. Löbel [et al.] // *Coatings*. – 2023. – Vol. 13. – Art. 291.

31. Zhang, L. M. Preparation and properties of the Ni-Al/Fe-Al intermetallics composite coating produced by plasma cladding / L. M. Zhang, B. W. Liu, D. B. Sun // *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. – 2011. – Vol. 18, no.6. – P. 725–730.

32. Пащенко, В. Н. Применение газовых систем N-O-C-H для синтеза упрочняющих компонент в плазменных покрытиях / В. Н. Пащенко // *Автоматическая сварка*. – 2015. – № 11 – С.51–56.

33. Comparative Wear Behavior of Semicrystalline HVOF and Plasma Sprayed Phosphorous-Rich Pig Iron Coatings / T. D. Naidu, P. K. Rai, K. Sarkar [et al.] // *Journal of Thermal Spray Technology*. – 2020. – Vol. 29. – P. 2048–2064.

34. Effects of Heat-treatment on Crystallization and Wear Property of Plasma Sprayed Fe-based Amorphous Coatings / C. Jiang, Y. Xing, J. Hao [et al.] // *Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.* – 2013. – Vol. 28. – P. 643–646.

35. Deposition of Fe-based metallic glass coatings by Air Plasma Spraying process / F. Li, J. Li, H. Kou [et al.] // *International Journal of Surface Science and Engineering*. – 2010. – Vol. 4, no. 3. – P. 288–295.

36. Mechanical and corrosion properties of plasma-sprayed Fe-based amorphous/nano-crystalline composite coating / A. Kumar, S. K. Nayak, P. Bijalwan, [et al.] // *Advances in Materials and Processing Technologies*. – 2019. – Vol. 370. – P. 255–268.

37. Tailoring the Mechanical, Tribological and Corrosion Behavior of Fe-Based Metallic Glass Coating Synthesized Using Atmospheric Plasma Spraying / K. K. Pandey, P. Singh, A. Pathak [et al.] // *Journal of Thermal Spray Technology*. – 2022. – Vol. 31. – P. 1342–1354.

38. Microstructure and Wear Resistance of FeCrBSi Plasma-Sprayed Coating Remelted by Gas Tungsten Arc Welding Process / T. S. Dong, X. D. Zheng, Y. L. Li, [et al.] // *Journal of Materials Engineering and Performance*. – 2018. – Vol. 27. – P. 4069–4076.

39. Comparative Analysis of the Microstructure and Tribological Behaviors of Ni-, Fe-, and Co-Based Plasma Cladding Coatings / T. He, J. Tian, Z. Liu, [et al.] // *Metals*. – 2025. – Vol. 15. – Art. 344.

40. Study on Mechanical Properties of Fe-Ni-Based TiC Plasma Cladding Layer Modified by Composite Iron Powder / K. Du, L. Xu, P. Wang, [et al.] // Coatings. – 2024. – Vol. 14. – Art. 1180.
41. Effect of feedstock particle sizes on wear resistance of plasma sprayed Febased amorphous coatings / H. Zhang, Y. Xie, L. Huang, [et al.] // Surface and Coatings Technology. – 2014. – Vol. 258. – P. 495–502.
42. Preparation and Properties of a Plasma-Sprayed Fe-Cr-B-C Coating / J. Lu, J. He, D. Chen [et al.] // Coatings. – 2022. – Vol. 12. – Art. 1716.
43. Compositional dependence of microstructure and tribological properties of plasma sprayed Fe-based metallic glass coatings / Q. Yang, R. Li, Z. Q. Liu, [et al.] // Science China Technological Sciences. – 2012. – Vol. 55. – P. 1335–1342.
44. Применение композиционных материалов в тормозных системах высокоэнергетических составов железнодорожного транспорта / А. А. Воробьев, Д. А. Жуков, К. Л. Лукьяненко, [и др.] // Известия Петербургского университета путей сообщения. – СПб., 2019. – Т. 16. – Вып. 3. – С. 391–400.
45. Кейт, Н. Сравнительная оценка трения и износа альтернативных материалов, используемых для производства фрикционных композиционных материалов тормозных систем / Н. Кейт, А. П. Кулкарни, И. Б. Дама // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2025. – Т. 27, № 2. – С. 29–42.

Поступила 27.01.2026

УДК 621.793

Девойно О. Г.¹, Косякова И. М.¹, Стефанович В. А.¹, Пилипчук А. П.²

**ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ЗОНЫ ПРОПЛАВЛЕНИЯ
ПРИ ЛАЗЕРНОМ ЛЕГИРОВАНИИ ЧУГУНА**

1. Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

*2. Учреждение образования «Военная академия Республики Беларусь»
Минск, Беларусь*

Обоснована необходимость исследования и выявления закономерностей процесса формирования легированного слоя на поверхности чугуновых изделий. Для решения данной задачи выполнено математическое моделирование процесса лазерного легирования образца из чугуна СЧ20 с нанесенным поверхностным слоем из монокарбида вольфрама WC с учетом проплавления основы. В результате моделирования определен объем зоны проплавления для нескольких режимов лазерного легирования. На основе сравнения результатов моделирования процесса лазерного легирования и экспериментальных исследований установлено влияние технологических режимов на концентрацию вольфрама в сформированном поверхностном слое.

Введение. Постановка задачи исследования. В настоящее время эффективным методом модификации поверхности ответственных деталей,

подвергающихся интенсивному износу, коррозии, термическим ударам является технология лазерного легирования [1; 2]. Реализация данной технологии включает нанесение легирующего состава (в виде порошка или обмазки) на обрабатываемую поверхность и последующую лазерную обработку (рис. 1). Режим лазерной обработки должен обеспечивать проплавление легирующего состава и основы, что обеспечивает интенсивное перемешивание этих материалов в жидкой фазе и насыщение основы легирующими элементами. Последующая высокоскоростная кристаллизация способствует формированию мелкодисперсной структуры легированного слоя.

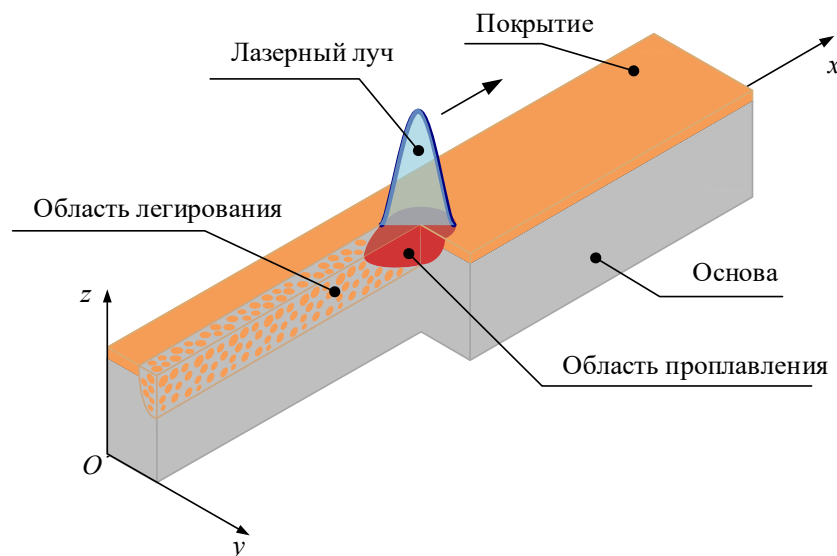


Рис. 1. Схема лазерного легирования

Применение данного метода обосновано для модификации поверхности деталей из недорогих материалов с хорошими технологическими и эксплуатационными свойствами, например, применяемых в машиностроении для изготовления деталей машин ферритоперлитного серого чугуна марок СЧ15, СЧ20. Особенностью данного материала являются проблемы, возникающие при его упрочнении, что ограничивает широкое применение. Традиционные методы диффузионного хромирования позволяют получить лишь небольшую глубину упрочненного слоя, поверхностная закалка ТВЧ не применяется из-за того, что процесс превращения феррита в аустенит является длительным, а объемная закалка обеспечивает формирование только перлитных структур. Наиболее часто для упрочнения деталей из серого чугуна на сегодняшний день используются такие методы как электролитическое хромирование и лазерная закалка [3–5].

В настоящее время опубликованы результаты работ, посвященных исследованию целесообразности использования в качестве легирующих элементов различных материалов при модифицировании поверхностного слоя

деталей из чугуна [6; 7]. Установлено, что такие элементы, как кремний, титан, кобальт, обладают способностью повышать твердость, термо- износ- и коррозионную стойкость деталей машин. Дальнейшее повышение свойств поверхностных слоев возможно в результате использования в качестве легирующего материала карбидных порошков, в частности монокарбида вольфрама (WC), благодаря их высоким термомеханическим свойствам. В современной технике карбиды используют в производстве металлорежущего инструмента, пар трения, штамповой оснастки, износостойких деталей машин и приборов, способных работать в агрессивных средах, при больших нагрузках и высоких температурах [7].

Таким образом, лазерное легирование позволяет целенаправленно улучшать комплекс эксплуатационных свойств поверхности деталей. Обобщенная взаимосвязь между составом добавки, процессами структурообразования и конечными эксплуатационными характеристиками представлена на рис. 2.

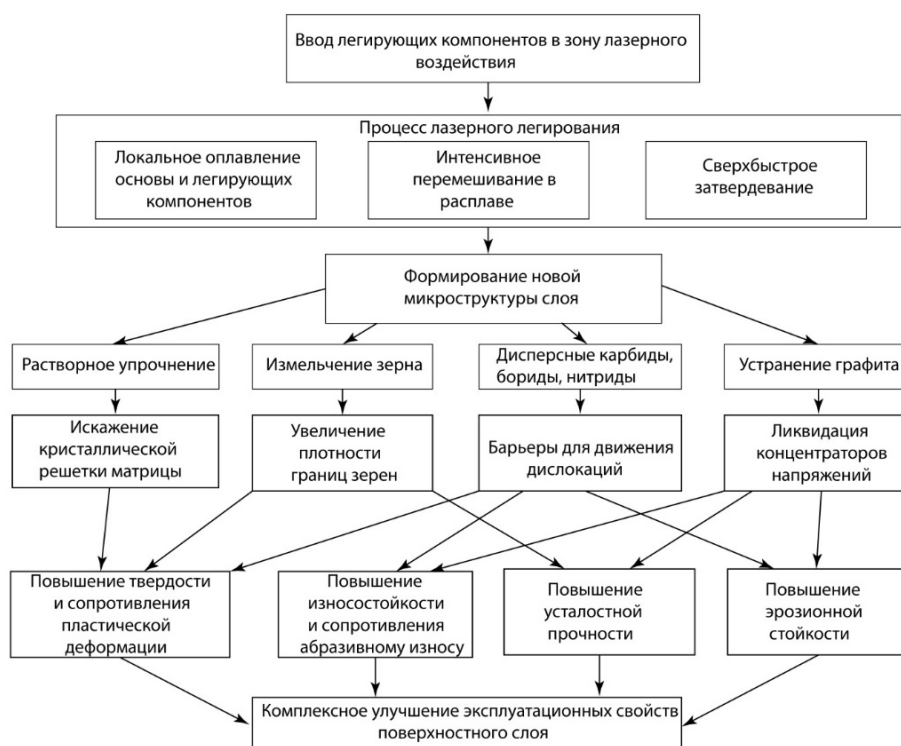


Рис. 2. Механизмы упрочнения при лазерном легировании

Основными преимуществами лазерного легирования являются локальный нагрев поверхности, возможность формирования обработанных слоев с высокими физико-механическими свойствами на рабочих поверхностях или на определенных участках без существенного влияния на остальные элементы детали. Лазерное легирование обеспечивает экономию легирующих компонентов, а также возможность в широких пределах варьировать свойствами упрочненных поверхностей в результате выбора параметров лазерного воздействия.

Недостатками лазерного легирования являются формирование внутренних напряжений в упрочненных зонах, вероятность образования пор при оплавлении, малая производительность процесса, изменение профиля поверхности, что определяет необходимость механической обработки. Также высокая стоимость модификации поверхности с помощью лазерных технологий по сравнению с традиционными методами является ограничением для применения этого метода к поверхностям большой площади. Повышение эффективности лазерного легирования возможно в результате расширения номенклатуры легирующих материалов, а также определения параметров лазерной обработки, обеспечивающих получение качественного поверхностного слоя.

Задачей технолога является определение режимов лазерной обработки, при которой целенаправленно формируется требуемая структура. При разработке технологии лазерного легирования основными технологическими параметрами являются толщина слоя легирующего материала, диаметр, скорость перемещения и траектория лазерного луча. Геометрические характеристики легированного слоя (глубина, ширина, форма) являются ключевыми технологическими показателями, определяемыми сложным взаимодействием параметров обработки, свойств легирующего материала и основы. Увеличение мощности луча сопровождается изменением толщины переплавленного слоя, в котором происходит изменение химического состава. Глубина зоны воздействия находится в обратной зависимости от скорости перемещения лазерного луча. При снижении скорости перемещения увеличивается время воздействия луча на единицу площади, что приводит к более глубокому проплавлению и увеличению объема ванны расплава.

Также необходимо учитывать, что в зависимости от теплофизических характеристик легирующего материала и основы, возможно проплавление основы на разную глубину, что определяет распределение легирующих элементов по сечению. Важной задачей является контроль концентрации легирующих элементов в расплавленной ванне. Соотношение между массой легирующего материала, попавшего в расплавленную ванну, и массой самой расплавленной ванны определяет химический и структурный состав легированного слоя. Также, варьируя параметры лазерной обработки, можно влиять на скорость охлаждения, что способствует формированию мелкозернистой структуры.

Отмеченные обстоятельства определяют необходимость исследования и выявления закономерностей процесса формирования легированного слоя на поверхности чугуновых изделий, а также поиска эффективных способов управления данным процессом. Качественный анализ результатов лазерного воздействия («больше/меньше») может быть выполнен без привлечения математического аппарата теории теплопроводности, однако одной из задач исследования является определение количественных зависимостей глубины и ширины зоны проплавления от параметров лазерного легирования. Реше-

ние данной задачи возможно в результате применения компьютерного моделирования тепловых процессов при лазерной обработке и современных экспериментальных методов исследования структуры и фазового состава.

Методика исследования. В работе выполнено математическое моделирование процесса лазерной обработки чугунного образца с нанесенным поверхностным слоем из монокарбида вольфрама WC с учетом проплавления основы (фазовый переход 1 рода) для нескольких режимов лазерного излучения на основе решения задачи теплопроводности методом конечных элементов. В данной работе использован метод сквозного счета (fixed domain methods), хорошо зарекомендовавший себя при решении задач лазерной обработки [1; 8]. При таком подходе жидкая и твердая фазы считаются однородными средами с постоянными теплофизическими характеристиками. В результате моделирования можно определить положение изотермы, соответствующей температуре плавления чугуна при различных комбинациях параметров процесса и сделать вывод о толщине получаемого легированного слоя.

Для экспериментальных исследований были изготовлены призматические образцы $100 \times 20 \times 20$ мм из серого чугуна СЧ20. После дробеструйной обработки на верхнюю грань наносилась легирующая обмазка из карбида вольфрама WC толщиной 0,1 мм с небольшим количеством связующего (2 % раствор клея БФ-2 в ацетоне). После высыхания образцы подвергались лазерной обработке непрерывным лазером Комета-2 мощностью $N = 1$ кВт на следующих режимах лазерного воздействия: 1 режим: $d = 1$ мм; $V = 10$ мм/с; 2 режим: $d = 1$ мм; $V = 1,66$ мм/с; 3 режим: $d = 2$ мм; $V = 10$ мм/с; 4 режим: $d = 2$ мм; $V = 1,66$ мм/с (d – диаметр лазерного луча, V – скорость перемещения лазерного луча).

Из полученных образцов были изготовлены шлифы для проведения структурного анализа. Исследование химического состава зоны лазерного воздействия выполнено на электронном микроскопе *MARKO Vega III MU*. Рентгеноструктурный фазовый анализ проводили на дифрактометре ДРОН-3,0 при непрерывной съемке в строго идентичных условиях, при скорости поворота образца 1 град/мин в медном монохроматизированном излучении. Испытания на микротвердость проводили на приборе ПМТ-3 путем вдавливания в испытуемый образец четырехгранной алмазной пирамиды с углом при вершине 136° при нагрузке 100 Г (0,98 Н) (ГОСТ 9450-76). Отпечатки наносили в поперечном шлифе от поверхности образца до зоны термического влияния. Для каждого режима лазерного легирования рассчитывали среднее арифметическое значение микротвердости по всем измеренным отпечаткам в пределах зоны оплавления. Исследования сравнительной износостойкости проводили на машине трения Amsler A-135, которая позволяет производить эксперименты при постоянных скоростях вращения оси 3,5 с⁻¹ и 6,6 с⁻¹ постоянной нагрузке от 4,90 до 1 962 Н. Интенсивность изнашивания определялась как отношение износа к пути, на котором происходило изнашивание [9].

Результаты и обсуждение. При моделировании процесса лазерного легирования теплофизические свойства карбида вольфрама WC и чугуна $СЧ20$ в твердом и жидком состоянии принимались из литературных источников. На боковых поверхностях осуществляется конвективный теплообмен с окружающей средой. Расчет выполнен для определенных выше 4 режимов. На рис. 3 представлены результаты расчета температурного поля для 3 режима.

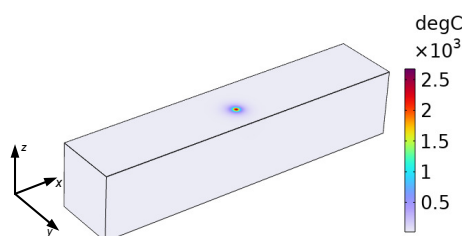


Рис. 3. Результат моделирования процесса лазерного легирования

Применение моделирования позволило выполнить количественную оценку таких определяющих параметров лазерного легирования как глубина и ширина зоны проплавления. На рис. 4, 5 представлены изотермы температуры плавления чугуна при обработке на режимах 1 и 3 в плоскостях XOZ (по вектору скорости) и YOZ (перпендикулярно вектору скорости).

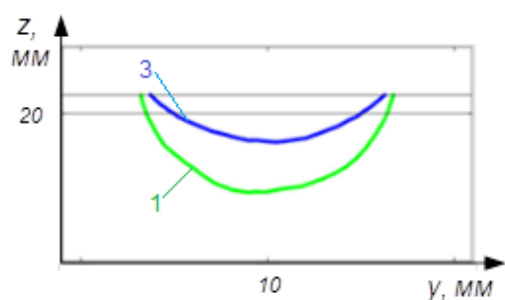


Рис. 4. Изотермы температуры плавления чугуна при обработке на режимах 1 и 3 в плоскости YOZ

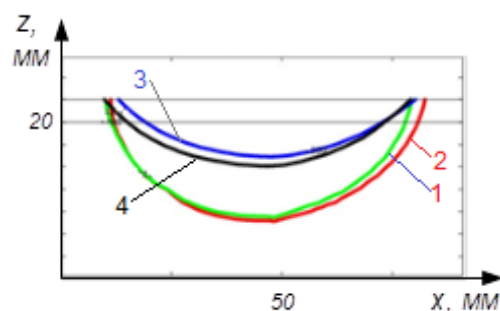


Рис. 5. Изотермы температуры плавления чугуна при обработке на режимах 1–4 в плоскости XOZ

На рис. 6 представлена изотермическая поверхность, соответствующая температуре плавления чугуна при обработке на режиме 4. Выполнен расчет объема зоны проплавления, результаты которого представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Объем зоны проплавления

Режим обработки	Объем зоны проплавления, мм^3
1	1,4
2	1,52
3	1,04
4	1,12

Максимальное проплавление основы установлено при максимальной концентрации падающей энергии (режим 2), объем зоны проплавления составил 1,52 мм³. При минимальной концентрации энергии (максимальный диаметр лазерного луча, максимальная скорость перемещения лазерного луча) наблюдается минимальное проплавление основы. Выполнено сравнение положения расчетной изотермы плавления чугуна и визуально наблюдаемой границы зоны проплавления (рис. 7, штриховая линия). Отмечено удовлетворительное совпадение изотермы плавления и границы зоны проплавления, отклонение можно объяснить тем, что моделирование выполнено без учета процессов массопереноса в зоне расплава.

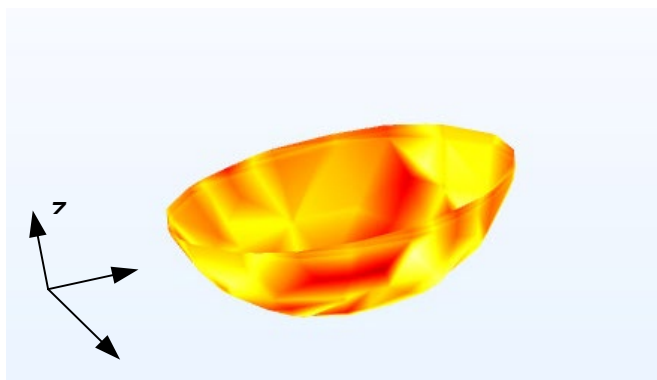


Рис. 6. Изотермическая поверхность, соответствующая температуре плавления чугуна (режим 4)

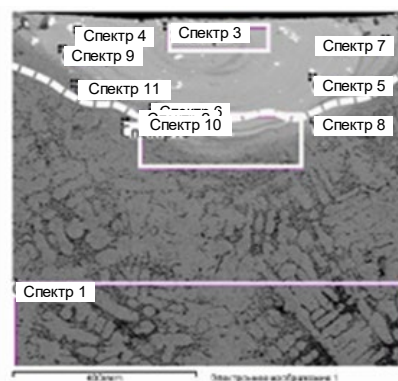


Рис. 7. Поперечное сечение образца и расчетное положение изотермы плавления чугуна (режим 1)

На рис. 8 представлены внешний вид образца после лазерного легирования и микроструктура в зоне оплавления при различных режимах обработки.

При минимальной скорости перемещения лазерного луча ($V = 1,66$ мм/с), образуется метастабильная глобулярная структура, основу которой составляют зерна твердого раствора на основе железа. Структура армирована дендритами первого и второго порядка, состоявшими из легированного α -железа и γ -железа. Между осями дендритов формируется тонкодисперсная эвтектика. Также при данном режиме обработки выявлено максимальное содержание сложных соединений вольфрама и железа (26,5 %), о чем свидетельствуют результаты фазового анализа. Выполнен анализ химического состава легированного слоя в зависимости от режима обработки. При максимальной концентрации падающей энергии (2 режим) (рис. 9) и максимальном проплавлении основы выявлена минимальная концентрация W . При минимальном энерговкладе (3 режим) наблюдается минимальное проплавление основы и максимальная концентрация W . Данный эффект можно объяснить результатами моделирования по изменению объема зоны проплавления в зоне воздействия лазерного луча.

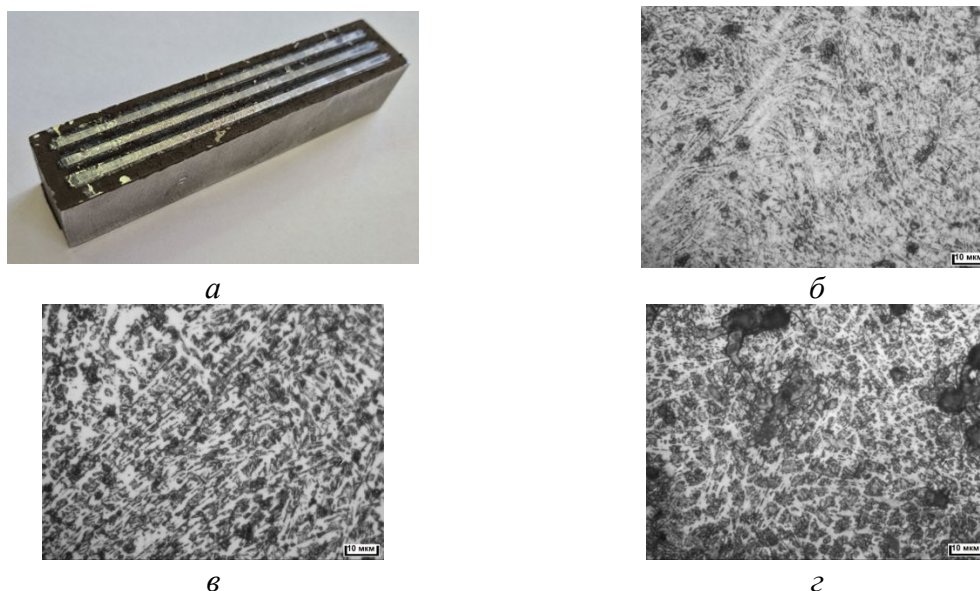
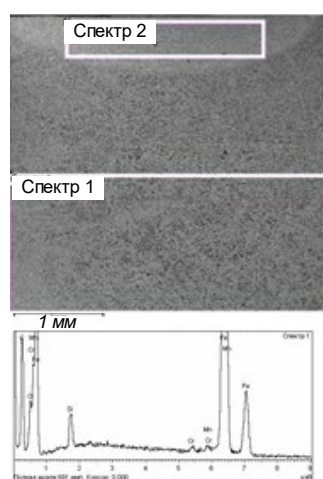


Рис. 8. Внешний вид образца после лазерного легирования (а) и микроструктура зоны оплавления после лазерного легирования карбидом вольфрама при различных режимах обработки (б – 1 режим, в – 2 режим, з – 3 режим)



Спектр	В стат.	C	Si	Cr	Mn	Fe	Ni	W	Итого
Спектр 1	Да	29.85	1.36	0.37	0.56	67.41	0.12	0.34	100.00
Спектр 2	Да	10.63	1.26	0.32	0.21	76.65	0.39	10.55	100.00
Среднее		20.24	1.31	0.34	0.39	72.03	0.26	5.44	100.00
Станд. отклонение		13.59	0.07	0.04	0.24	6.53	0.19	7.22	
Макс.		29.85	1.36	0.37	0.56	76.65	0.39	10.55	
Мин.		10.63	1.26	0.32	0.21	67.41	0.12	0.34	

Рис. 9. Результат химического анализа состава зоны лазерного воздействия (скорость 1,66 мм/сек, диаметр 2 мм)

На рис. 10 представлены результаты измерения средней микротвердости в зоне оплавления от режимов обработки. Средняя микротвердость в зоне оплавления зависит от скорости перемещения луча лазера. Наибольшая средняя микротвердость наблюдается при скорости перемещения луча лазера 10 мм/с и диаметре луча лазера 2 мм, и составляет 8 510 МПа. В этом случае, как отмечено выше, легированный слой имеет концентрацию W , близкую к максимальной.

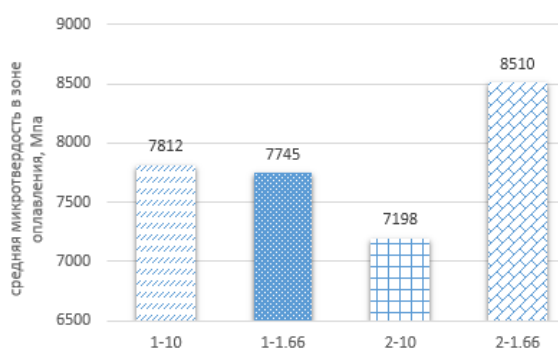


Рис. 10. Зависимость средней микротвердости в зоне оплавления от режимов обработки

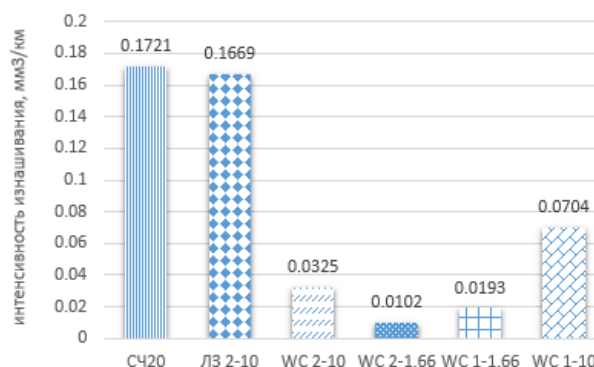


Рис. 11. Диаграмма значений интенсивности изнашивания необработанного чугуна (СЧ20), чугуна после лазерной закалки (ЛЗ) [9] и после лазерного легирования (WC-диаметр луча-скорость)

Установлено [10], что лазерное легирование карбидом вольфрама позволяет значительно снизить интенсивность изнашивания чугуна: минимальное значение ($0,0102 \text{ мм}^3/\text{км}$) достигается при скорости перемещения луча лазера $1,66 \text{ мм/с}$ и диаметре пятна 2 мм , тогда как для необработанного чугуна этот показатель составляет $0,1721 \text{ мм}^3/\text{км}$. Необходимо отметить, что режимы, при которых наблюдается максимальная средняя микротвердость, не соответствуют режимам с минимальной интенсивностью изнашивания. Можно предположить, что на микротвердость и на интенсивность изнашивания, помимо распределения химических элементов в ванне расплава, оказывают влияние сложные соединения вольфрама и железа. Кинетика их формирования требует детального рассмотрения.

Выводы. Технология лазерного легирования является эффективным методом модификации поверхности ответственных деталей, подвергающихся интенсивным внешним воздействиям. Для данной технологии является актуальным решение задачи определения режимов лазерной обработки, при которых целенаправленно формируется требуемый комплекс свойств поверхностного слоя деталей из чугуна.

В работе выполнено математическое моделирование процесса лазерной обработки чугунного образца с нанесенным поверхностным слоем из карбида вольфрама WC с учетом проплавления основы для нескольких режимов лазерного излучения. Выполнено построение изотермических поверхностей, соответствующих температуре плавления чугуна и расчет объема зоны проплавления при обработке на различных режимах. Установлено, что в выбранном диапазоне параметров лазерного излучения максимальный объем зоны проплавления составляет $1,52 \text{ мм}^3$.

По результатам экспериментальных исследований и математического моделирования определены режимы, обеспечивающие минимальную и максимальную концентрации вольфрама в поверхностном слое. Установлено, что лазерное легирование карбидом вольфрама позволяет значительно уменьшить интенсивность изнашивания. Минимальное значение ($0,0102 \text{ мм}^3/\text{км}$) достигнуто при скорости перемещения луча лазера $1,66 \text{ мм/с}$ и диаметре 2 мм , тогда как интенсивность изнашивания необработанного чугуна составляет $0,1721 \text{ мм}^3/\text{км}$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Григорьянц, А. Г. Основы лазерной обработки материалов / А. Г. Григорьянц. – М. : Машиностроение, 1989. – 304 с.
2. Properties of Laser-Alloyed Stainless Steel Coatings on the Surface of Gray Cast Iron Discs / S. Wang, J. Hao, Y. Zhou, Y. [et al.] // *Lubricants*. – 2024. – № 12. – P. 232. – DOI: <https://doi.org/10.3390/lubricants12070232>.
3. Исследование процессов лазерного термоупрочнения внутренних контактных поверхностей тормозных механизмов трактора «Беларус» / О. С. Кобяков, Н. В. Спиридонов, М. А. Кардаполова [и др.]. – Вестник Белорусского национального технического университета. – 2008. – № 6. – С. 17–23.
4. Гуревич, Ю. Г. Поверхностное упрочнение деталей из феррито-перлитного серого чугуна диффузионным хромированием / Ю. Г. Гуревич, В. А. Фролов, В. Е. Овсянников // Компьютерное моделирование физико-химических свойств стекол и расплавов : Труды X Российского семинара, Курган, 12–15 октября 2010 года. – Курган, 2010. – С. 98–99.
5. Гуревич, Ю. Г. К вопросу поверхностного упрочнения деталей из серого чугуна / Ю. Г. Гуревич, В. Е. Овсянников, В. А. Фролов // Вестник Кузбасского государственного технического университета. – 2011. – № 3(84). – С. 80–82.
6. Paczkowska, M. The Comparison of the Effects of Nodular Cast Iron Laser Alloying with Selected Substances / M. Paczkowska // *Materials*. – 2022. – № 15. – P. 7561. – DOI: <https://doi.org/10.3390/ma15217561>.
7. Влияние лазерного легирования карбидом кремния деталей из серого чугуна на фазовый состав и трибологические свойства / И. М. Косякова, О. Г. Девоjno, М. А. Кардаполова, [и др.] // Мировая экономика и бизнес-администрирование : сборник материалов и докладов 20-ого Международного научно-практического семинара, Минск, 02–03 октября 2024 года. – Мн., 2024. – С. 221–224.
8. Самарский, А. А. Вычислительная теплопередача / А. А. Самарский, П. Н. Вабищевич – М. : Едиториал УРСС, 2003. – 784 с.
9. On the Microstructure, Microhardness and Wear Behavior of Gray Cast Iron Surface Layer after Laser Strengthening / E. Feldshtein, O. Devojno, S. Wojciechowski [et al.] // *Materials*. – 2022. – № 15. – P. 1075. – DOI: <https://doi.org/10.3390/ma15031075>.
10. On the Efficiency of Laser Alloying of Grey Cast Iron with Tungsten and Silicon Carbides / E. Feldshtein, O. Devojno, J. Patalas-Maliszewska [et al.] // *Materials*. – 2023. – № 16. – P. 6230. – DOI: <https://doi.org/10.3390/ma16186230>.

Поступила 26.03.2026

Жигалов А. Н.¹, Горавский И. А.²

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ФАЗОВОГО
СОСТАВА КОНЦЕВОГО ФРЕЗЕРНОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ
БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ
Р6М5 УПРОЧНЕННОГО АЭРОДИНАМИЧЕСКИМ ЗВУКОВЫМ
МЕТОДОМ**

1. *Институт технологии металлов НАН Беларуси, Могилев, Беларусь*
2. *Барановичский государственный университет, Барановичи, Беларусь*

Для повышения долговечности режущего инструмента, работающего в прерывистых режимах, эффективным решением выступает технология аэродинамического звукового упрочнения (АДУ). Научная новизна и прикладная значимость метода обусловлены его способностью улучшать ударную вязкость сплавов без потери твердости: механизм действия базируется на уменьшении плотности дислокаций и нивелировании внутренних напряжений в материале.

Введение. Режущий инструмент представляет собой один из ключевых элементов технологии металлообработки. Многообразие условий его эксплуатации, а также характер прилагаемых нагрузок на режущую часть обуславливают широкий спектр возможных повреждений и отказов в технологической системе. При этом интенсивность изнашивания режущего инструмента существенно превышает скорости изнашивания деталей и узлов металлорежущего оборудования. В связи с этим надежность и работоспособность всей технологической системы в значительной степени определяются качеством используемого режущего инструмента.

Доля концевых фрез, изготавливаемых из быстрорежущей стали марки Р6М5, составляет порядка 80 % от общего объема производства данного типа инструмента. Однако применение таких изделий ограничено из-за дисбаланса эксплуатационных характеристик: при высокой твердости (63–65 HRC) материал демонстрирует недостаточную ударную вязкость (27–48 кДж/см²), что снижает эффективность при прерывистых режимах резания.

Для преодоления данного ограничения применяются различные технологии модификации структуры: ионно-плазменная обработка, лазерное упрочнение, цементация, ионно-катодное напыление, электроискровое легирование, магнитно-импульсное воздействие, нанесение износостойких покрытий и другие методы. Однако анализ существующих подходов свидетельствует: высокоэнергетические и высокотемпературные воздействия, как правило, не позволяют одновременно повысить и твердость, и ударную вязкость. Напротив, термическое влияние, сопровождающее процесс упрочнения, часто приводит

к отпуску поверхностного слоя и, как следствие, к снижению твердости после охлаждения. Кроме того, технологии нанесения покрытий и сложная модификация поверхности характеризуются высокой стоимостью и не всегда обеспечивают рост стойкости инструмента в условиях прерывистого резания [1].

В этом контексте особую научно-практическую ценность представляет метод аэродинамического звукового упрочнения (АДУ). Его преимущество заключается в способности повышать ударную вязкость сплавов без ущерба для исходной твердости, что напрямую способствует увеличению ресурса режущего инструмента при прерывистых нагрузках [2].

Эффективность АДУ подтверждается увеличением ресурса обработанного инструмента. Для успешной работы в условиях прерывистого резания концевые фрезы после упрочнения должны сочетать высокую твердость с повышенной ударной вязкостью [3]. С этой целью была разработана специализированная установка (рис. 1), учитывающая особенности аэродинамического резонансного воздействия на структуру стали Р6М5.

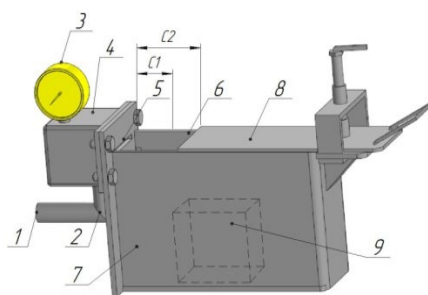


Рис. 1. Установка АДУ для концевых фрезерного инструмента из быстрорежущей стали Р6М5

Учитывая компактные габариты концевых фрез из быстрорежущей стали, подлежащих упрочнению, были определены оптимальные параметры рабочей зоны резонансной камеры: длина составляет 0,315 м, ширина – 0,09 м, высота – 0,29 м, а протяженность щелевого сопла – 0,09 м [4, 5].

Конструктивно установка АДУ относится к классу объемных резонаторов и выполнена в виде замкнутого контура прямоугольного сечения. При этом противоположные длинные стенки изготовлены из металлических пластин, способных совершать колебательные движения под действием переменных воздушных потоков. В то же время боковые стенки и нижнее основание характеризуются повышенной жесткостью и практически не деформируются. В условиях такой конфигурации в контуре генерируются собственные синусоидальные акустические волны, которые при достижении определенных частотных значений формируют резонансные пики – так называемые моды резонатора.

При определенном давлении и объеме подаваемого воздуха, а также площади выходного канала противоположные стенки камеры начинают ко-

лебаться с близкими друг другу частотами, совпадающими с частотой пульсаций давления потока воздуха в камере, и в этот момент в резонансной камере возникает явление резонанса – резкого увеличения амплитуды колебаний системы, что приводит к максимальной передаче энергии.

Для проведения исследований были подготовлены специальные образцы концевой фрезерного инструмента из быстрорежущей стали Р6М5. Которые были обработаны на рациональных режимах АДУ: режим 1 на частоте 154 Гц и при размере входного канала 85 мм в течении 3 минут; режим 2 на частоте 168 Гц и при размере входного канала 130 мм в течении 3 минут [6].

Рентгеноструктурный анализ образцов из быстрорежущей стали Р6М5 проводился на дифрактометре ДРОН-3.0 в монохроматизированном $CoK\alpha$ излучении. Рентгеновская съемка осуществлялась в сканирующем режиме с шагом $2\theta = 0,1^\circ$ при напряжении 30 кВ и анодном токе 20 мА, время выдержки на точку составляло 2 с. Для расшифровки фазового состава использовалась картотека стандартных спектров PDF. Обработка данных рентгеноструктурного анализа осуществлялась с помощью программных комплексов Crystallographica Search-Match и Almaz. Для определения физического уширения дифракционных линий применялся метод аппроксимации. Разделение накладывающихся друг на друга дифракционных линий и определение их интегральных интенсивностей производилось с помощью программного обеспечения HS++, разработанного голландской фирмой Pan Analytical.

Фрагменты рентгеновских дифрактограмм образцов стали Р6М5 (№ 1 исходный, № 2, 3 – после АДУ на режимах 1 и 2) представлены на рис. 2 и 3.

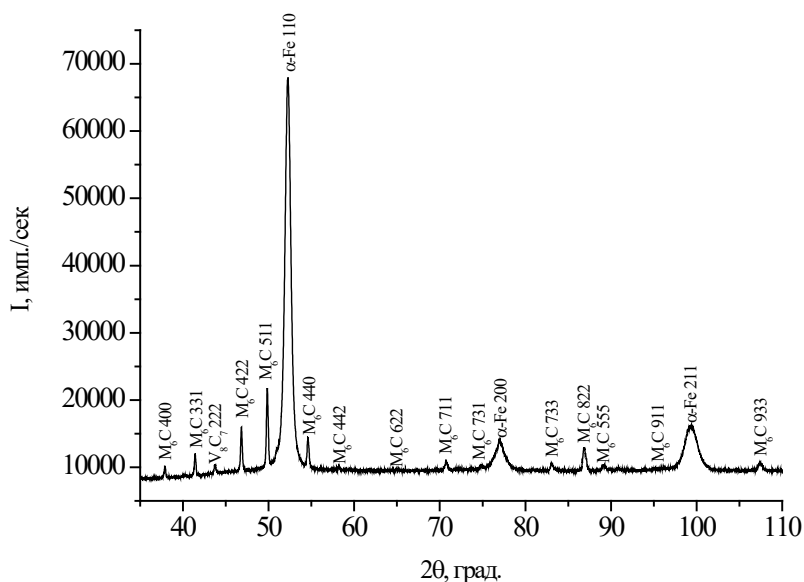


Рис. 2. Фрагменты рентгеновских дифрактограмм ($CoK\alpha$) быстрорежущей стали Р6М5 в исходном состоянии

В фазовом составе стали в исходном состоянии регистрируются α -Fe и карбиды Me_6C , V_8C_7 (рис. 2). Доля карбидных фаз в стали Р6М5 составляет ~ 10 %. Параметр кристаллической решетки (a) фазы α -Fe составляет 2,8693 Å, что на 0,0029 нм больше табличного значения (2,8664 нм [картотека PDF-2, Powder diffraction file. Data cards. Inorganic section. Swarthmore. Pennsylvania. – USA. – 1948–2004.]). Повышенное значение параметра кристаллической решетки α -Fe связано с образованием между Fe и Cr непрерывных твердых растворов. Значения величины физического уширения фазы α -Fe составляют $\beta_{110} = 15,56 \cdot 10^{-3}$ рад и $\beta_{220} = 54,96 \cdot 10^{-3}$ рад. Для фазы α -Fe близкие значения отношения $\beta_{220}/\beta_{110} = 3,53$ к значению отношения $\text{tg}\theta_{220}/\text{tg}\theta_{110} = 3,70$ позволяют сделать вывод о том, что причиной уширения являются дислокации или их скопления, характеризующиеся дальнедействующими полями искажений.

После обработки АДУ стали Р6М5 на режиме 1 фазы α -Fe и карбидов Me_6C , V_8C_7 состав сохраняется (рис. 3, а), при этом доля мелких карбидов увеличилась до ~27 %. Параметр кристаллической решетки (a) фазы α -Fe составляет 2,8680 Å. Значения величины физического уширения фазы α -Fe $\beta_{110} = 8,33 \cdot 10^{-3}$ рад и $\beta_{220} = 31,29 \cdot 10^{-3}$ рад. Для фазы α -Fe близкие значения отношения $\beta_{220}/\beta_{110} = 3,75$ к значению отношения $\text{tg}\theta_{220}/\text{tg}\theta_{110} = 3,81$.

После обработки стали Р6М5 на режиме 2 фазы α -Fe и карбидов Me_6C , V_8C_7 состав сохраняется (рис. 3, б). Доля мелких карбидов в стали Р6М5 увеличилась до ~21 %. Параметр кристаллической решетки (a) фазы α -Fe составляет 2,8656 Å. Значения величины физического уширения фазы α -Fe $\beta_{110} = 11,21 \cdot 10^{-3}$ рад и $\beta_{220} = 38,48 \cdot 10^{-3}$ рад. Для фазы α -Fe значение отношения $\beta_{220}/\beta_{110} = 3,43$ близко к значению отношения $\text{tg}\theta_{220}/\text{tg}\theta_{110} = 3,79$.

После обработки стали Р6М5 последовательно на режимах 1 и 2 фазы α -Fe и карбидов Me_6C , V_8C_7 состав сохраняются. Доля мелких карбидов в стали Р6М5 увеличилась до ~70 %.

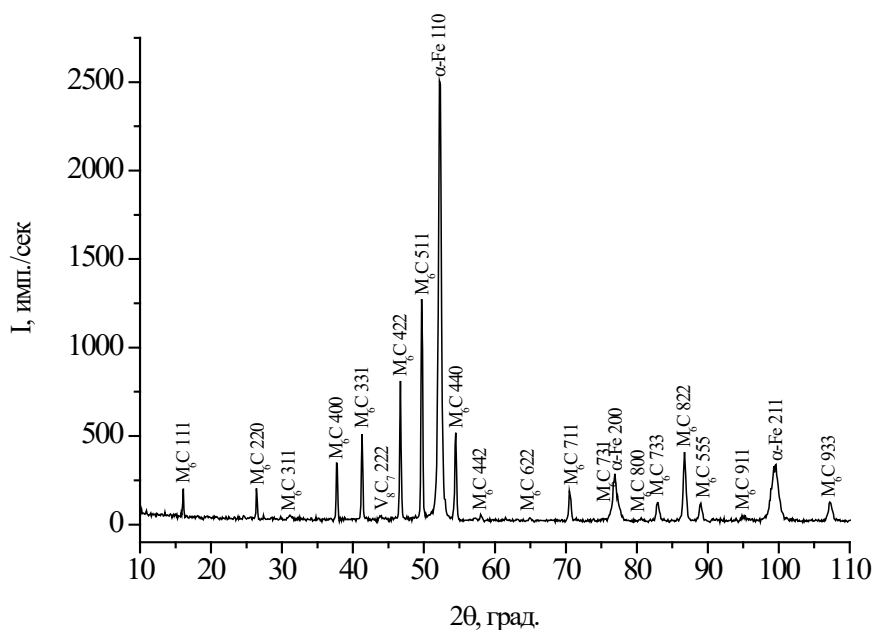
Анализ рентгеновских дифрактограмм стали Р6М5 без и с АДУ показывает, что после АДУ происходит снижение искажения решетки альфа-железа (уменьшение отношения c/a) в мартенсите стали.

Без АДУ параметр кристаллической решетки (a) фазы α -Fe составляет 2,8693 Å, что на 0,0029 Å больше табличного значения (2,8664 Å), что говорит об искажении кристаллической решетки при изготовлении концевой фрезерного инструмента из стали Р6М5.

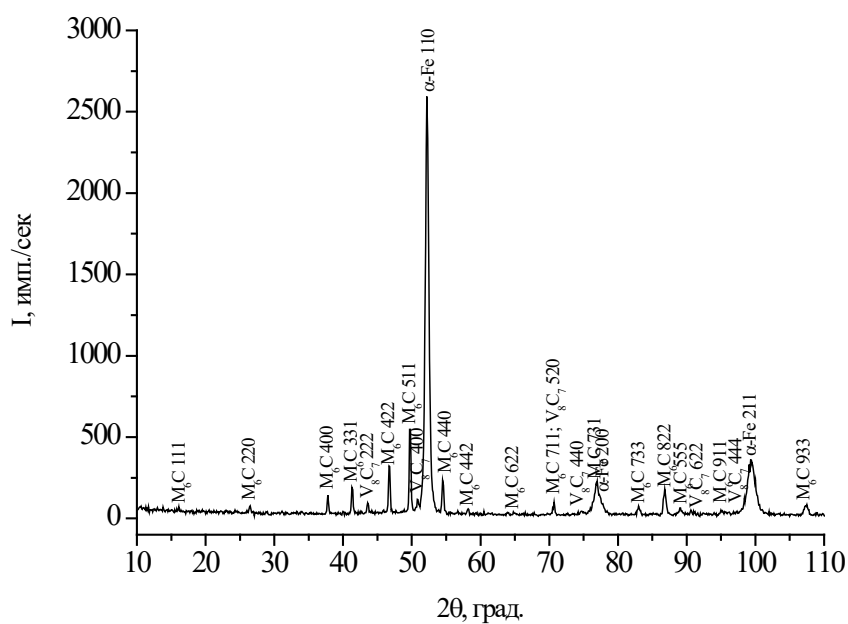
После обработки АДУ стали Р6М5 на режиме 1 параметр кристаллической решетки (a) фазы α -Fe составляет 2,8680 Å, что на 0,0016 Å больше табличного значения (2,8664 Å), что говорит об уменьшении искажения кристаллической решетки.

После обработки стали Р6М5 на режиме 2 параметр кристаллической решетки (a) фазы α -Fe составляет 2,8656 Å, что на 0,00008 Å меньше табличного значения (2,8664 Å), что говорит об значительном уменьшении искажения кристаллической решетки.

В связи с чем, можно сделать вывод, что при АДУ происходит снижение искажений решетки α -железа.



a



б

Рис. 3. Фрагменты рентгеновских дифрактограмм (CoK_{α}) быстрорежущей стали Р6М5 после обработки:
a – обработка АДУ на режиме 1; *б* – обработка АДУ на режиме 2

Расчет плотности дислокаций ρ_d проводился по формуле:

$$\rho_d = \frac{\beta^2 \operatorname{ctg}^2 \theta}{b^2 l f(v, hkl)}, \quad (1)$$

где β – физическое уширение (интегральная ширина), рад;

θ – угол дифракционного максимума;

b – вектор Бюргерса;

l – логарифмическая функция для (в нашем случае) ОЦК решетки;

$f(v, hkl)$ – функция, учитывающая особенности ОЦК решетки.

Значение плотности дислокаций образцов без АДУ составляет $\rho_d \approx 4,06 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$. Значение плотности дислокаций образца, обработанного на режиме 1, $\rho_d \approx 1,32 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$. Значение плотности дислокаций образца, обработанного на режиме 2, $\rho_d \approx 1,19 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$. Значение плотности дислокаций образца, обработанного последовательно на режимах 1 и 2, $\rho_d \approx 2,17 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$.

Одними из основных параметров качества поверхностей, влияющих на усталостную прочность металлорежущего инструмента, работающего на удар, являются технологические макро и микро остаточные напряжения, их знак и характер распределения.

Остаточные напряжения укрупненно разделяются на две группы: макро- и микронапряжения. Остаточные макронапряжения (первого рода) возникают под влиянием неоднородного охлаждения или нагрева, наклепа или фазовых и структурных превращений. Эти напряжения оказывают существенное влияние на поведение металла под воздействием внешних нагрузок и на многие его механические свойства. Остаточные микронапряжения (второго рода) обусловлены наличием в металле дислокаций, дислокационных стенок (границ блоков и ячеек), дефектов упаковки и других дефектов, вызывающих деформацию и напряжения. Кроме того, микронапряжения появляются при взаимодействии зерен между собой. Действие внешней нагрузки вызывает в реальном поликристаллическом теле неодинаковую деформацию соседних зерен. Это происходит из-за произвольной их ориентации и анизотропии механических свойств в кристаллах. Различие в степени деформации соседних зерен приводит к появлению в них микронапряжений. Неоднородность деформации может усиливаться, если соседние зерна представляют собой различные фазы, характеризующиеся разными механическими и физическими свойствами. В многофазных сплавах возникают межфазные микронапряжения.

Известно, что остаточные напряжения оказывают на металл такое же механическое воздействие, как и напряжения, вызванные рабочей нагрузкой. Сжимающие макронапряжения повышают усталостную прочность сталей и сплавов, работающих при нормальной температуре в условиях циклического нагружения, а растягивающие – снижают ее, приводят к трещинам и усталости.

Фазовый состав, микро- и макронапряжения, плотность дислокаций для образцов № 1–4 представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Фазовый состав, микро- и макронапряжения, плотность дислокаций для образцов № 1–4

Номер образца	Микронапряжение, %	Макронапряжение, ГПа	Плотность дислокаций $\rho_d, 10^{12} \text{ см}^{-2}$
Исх	0,879944	0,4391	4,0560
Режим 1	0,670120	–2,4854	1,3210
Режим 2	0,442619	–2,3392	1,1925
Режим 1 и 2	0,851220	–1,7544	2,1731
<i>Примечание – сжатие (–); растяжение (+)</i>			

Микронапряжения, по сравнению с исходным образцом № 1 (0,879944 %), на различных режимах АДУ уменьшаются: 0,670120 % – образец № 2; 0,442619 % – образец № 3; 0,851220 % – образец № 4, т. е. происходит уменьшение микронапряжений в 1,3–2,0 раза, тем самым подтверждая, что после АДУ в структуре стали прошли релаксационные процессы, в итоге структура стала более равномерной,

Анализ данных табл. 1 показывает, что при АДУ на всех режимах упрочнения исходные растягивающие макронапряжения (0,4391 ГПа – исходный образец № 1) преобразуются в сжимающие: –2,4854 ГПа (образец № 2); –2,3392 ГПа (образец № 3); –1,7544 ГПа (образец № 4).

Возникновение в быстрорежущей стали Р6М5 после АДУ такого уровня сжимающих макронапряжений способствует увеличению прочности и долговечности инструмента, так как эти напряжения, хотя и велики (намного выше предела текучести мягкого железа), но локальны и направлены на повышение усталостной прочности режущего зуба инструмента, что особо критично для концевой фрезерного инструмента. Для стали Р6М5 предел прочности при растяжении (временное сопротивление разрыву) составляет 2 200–2 500 МПа.

При АДУ плотность дислокаций по сравнению с исходным образцом снижается: на режиме 1 – в 3,1 раза с $4,055 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$ до $1,321 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$; на режиме 2 – в 3,4 раза с $4,055 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$ до $1,1925 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$; на режимах 1 и 2 – в 1,8 раза с $4,055 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$ до $2,1731 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-2}$.

Некоторое уменьшение на образце № 4, обработанном на режимах 1 и 2 при АДУ, величины сжимающих макронапряжений, а также увеличение микронапряжений и плотности дислокаций, можно объяснить тем, что на режимах 1 и 2 в быстрорежущей стали произошли более глубокие релаксационные преобразования, связанные с изменением формы и количества карбидных включений, процесс формирования которых именно и осуществляется за счет перемещения дислокаций в напряженном состоянии.

Результаты рентгенофазового анализа верифицировали выдвинутую гипотезу: энергия волнового воздействия инициирует диффузионные явления в быстрорежущей стали, способствуя миграции атомов углерода из деформированной кристаллической решетки α -Fe. Данный процесс сопровождается поэтапным выравниванием структурных искажений, снижением концентрации дислокационных дефектов и релаксацией остаточных внутренних напряжений.

Выводы. Таким образом, установлено, что при АДУ концевой фрезерного инструмента из быстрорежущей стали Р6М5 происходит распад пересыщенного твердого раствора углерода в α -железе и образование переходного мелкозернистого ϵ -карбид, при этом увеличивается количество мелких карбидных включений до 55,59 % по сравнению с сходным состоянием, доля которых составляет 32,73 %, снижение искажений решетки α -железа, изменяются исходные растягивающие макронапряжения 0,4391 ГПа на напряжения сжатия от $-1,7544$ ГПа до $-2,4854$ ГПа, уменьшаются микронапряжения в 1,3–2,0 раза и плотности дислокаций в 1,8–3,4 раза, обеспечивая, тем самым, повышение усталостной прочности стали Р6М5 при сжатии, что критично для режущего инструмента.

При АДУ улучшение структуры происходит не под давлением и не от высокотемпературного воздействия, а благодаря динамическим вибрационным эффектам от волновых колебаний в сочетании с низкотемпературным нагревом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Горавский, И. А. Методология повышения ресурса инструмента из быстрорежущей стали аэродинамическим звуковым воздействием / И. А. Горавский, А. Н. Жигалов, Е. А. Дерман // Новые технологии и материалы, автоматизация производства : материалы V Междунар. науч.-техн. конф., 20–21 октября 2022 г. / БрГТУ. – Брест, 2022. – С. 104–107.
2. Жигалов, А. Н. Технологическое обеспечение ресурса концевой фрезерного инструмента из стали Р6М5 / А. Н. Жигалов, И. А. Горавский // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2023. – № 4 (81). – С. 5–13.
3. Жигалов, А. Н. Теоретические и технологические основы аэродинамического звукового упрочнения твердосплавного инструмента для процессов прерывистого резания : дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.07 / Анатолий Николаевич Жигалов. – Мн., 2021. – 382 с.
4. Горавский, И. А. Технология и режимы аэродинамического звукового воздействия на осевой фрезерный инструмент из быстрорежущих сталей / И. А. Горавский, А. Н. Жигалов, К. С. Винничек // Вестн. БарГУ. Сер. Техн. науки. – 2022. – Вып. № 2 (12). – С. 4–15.
5. Горавский, И. А. Исследование износа концевых фрез Р6М5, упрочненных аэродинамическим звуковым методом / И. А. Горавский, А. Н. Жигалов, Т. В. Дейхина // Новые материалы, оборудование и ресурсосберегающие технологии : материалы Междунар. науч.-техн. конф. Молодых ученых, Могилев, 29–30 окт. 2020 г. / Белорус.-Рос. ун-т. – Могилев, 2020. – С. 32.
6. Горавский, И. А. Энергетические процессы при аэродинамическом звуковым упрочнении концевой фрезерного инструмента из быстрорежущей стали Р6М5 / И. А. Горавский, А. Н. Жигалов // Материалы и технологии. – 2024. – Вып. № 2(14). – С. 10–18.

Поступила 10.03.2026

ИЗМЕНЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ПРИ ИХ ИЗГОТОВЛЕНИИ

Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь

В статье показана актуальность изучения изменения параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен (параметра шероховатости R_a , микротвердости H_μ , остаточных напряжений первого σ_1 и второго σ_2 родов) при их изготовлении (на операциях шевингования, нитроцементации, зубообкатки, зубохонингования, зубошлифования двухконусным и червячным кругами). Описаны условия выполненных автором экспериментальных исследований указанных изменений. Приведены основные положения методик проведения этих исследований и обработки их результатов. Показаны основные результаты выполненных исследований, дан их анализ. Установлены, в частности, правомерность использования методов корреляционно-регрессионного анализа при изучении рассмотренных процессов, моделирования и оптимизации этих процессов статистическими методами, возможности современных процессов изготовления цилиндрических шестерен по обеспечению указанных характеристик качества зубьев, предложены физические модели некоторых из изученных явлений, пути улучшения исследованных показателей качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен после каждой из рассмотренных операций их изготовления.

Введение. Актуальность изучения пооперационного изменения параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их изготовлении. **Цель работы.** Параметры качества поверхностей зубьев (параметр шероховатости R_a , микротвердость H_μ , остаточные напряжения первого σ_1 и второго σ_2 родов) нагруженных цилиндрических шестерен рабочих и транспортных машин влияют на эксплуатационные свойства шестерен и машин. Эти параметры в значительной степени определяют прочность, выносливость, износостойкость зубьев шестерен, ресурс машин. К указанным зубчатым колесам современных машин предъявляют высокие требования в отношении их точности, качества поверхностей и прочности. Поэтому процессы их изготовления являются многооперационными и содержат операции формообразования зубьев, их предварительной отделки, упрочнения и окончательной отделки. Наиболее распространены такие процессы, как зубофрезерование червячной фрезой, шевингование, химико-термическая обработка (ХТО, включающая

нитроцементацию с последующими закалкой и низким отпуском), зубообкатку, зубохонингование, зубошлифование двухконусным или червячным кругами. Для обеспечения требований к качеству готовых шестерен необходимо знать закономерности формирования параметров качества шестерен при формообразовании зубьев и их изменения на всех операциях их упрочнения и отделки. Однако применительно к параметрам качества поверхностей зубьев шестерен эти вопросы изучены недостаточно. Публикации в этой области относятся к 60–80-м годам прошлого века. Имеются довольно противоречивые данные о возможностях в основном ХТО и зубошлифования по обеспечению параметров R_a и σ_1 [1; 2; 3; 4]. Однако отсутствуют данные об изменении этих параметров, а также H_μ и σ_2 на основных операциях обработки цилиндрических зубчатых колес. Это приводит к тому, что в отечественных технологических процессах изготовления цилиндрических шестерен после операций ХТО и отделки зубьев указывают значения R_a , полученные после шевингования колес, а после операций отделки указывают значения HRC, достигнутые после ХТО. Хотя, как показано в ряде работ [3; 5] и подтверждено нашими исследованиями, эти параметры существенно изменяются на операциях отделки зубьев. Несмотря на большую роль остаточных напряжений в поверхности зубьев в обеспечении их эксплуатационных свойств [3; 5] эта характеристика качества поверхности зубьев цилиндрических шестерен в настоящее время не нормируется при изготовлении этих шестерен. Таким образом, рассматриваемая работа является актуальной. Ее цель – определение для современных процессов изготовления нагруженных цилиндрических шестерен закономерностей пооперационного изменения характеристик качества поверхностей зубьев на основных операциях их изготовления, оценка возможности моделирования этих процессов и управления качеством поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их изготовлении.

Методы и условия экспериментального исследования. Основные принципы выполненного нами экспериментального исследования пооперационного изменения показателей качества цилиндрических шестерен на различных операциях их изготовления описаны в работе [6]. Важнейшими из этих принципов являются: 1). для моделирования технологического процесса достаточно установить взаимосвязи между входами и выходами процесса; 2). Указанные взаимосвязи могут быть установлены методами математической статистики, в частности, с помощью корреляционно-регрессионного анализа, при использовании полиномиальных моделей в условиях пассивного эксперимента.

Экспериментальные исследования были выполнены нами в условиях Минского завода шестерен (МЗШ) и Минского автомобильного завода (МАЗ). Объектами исследования явились цилиндрические зубчатые колеса с $m = 3 \dots 5$ мм, $z = 23 \dots 41$, изготовленные из сталей 40Х, 25ХГТ, 20ХН3А. Были изучены такие процессы изготовления цилиндрических шестерен: зубофрезерование червячной фрезой, шевингование, нитроцементация, зубообкатка, зубохонингование, зубошлифование червячным и конусным кругом. Использовалось современное зуборезное и зубоотделочное оборудование на

перечисленных выше операциях изготовления цилиндрических шестерен, а также установки для нитроцементации, закалки и низкого отпуска шестерен тоннельного и шахтного типов. Все используемое оборудование отвечало предъявляемым к нему требованиям. Обработка производилась на рациональных в данных условиях режимах. Для каждого материала колеса, операции обработки было обработано не менее 3...5 партий колес объемом 50...100 штук. Обработка каждой партии производилась на одном станке при постоянных режимах и одной настройке станка.

Измерения параметров качества поверхности зубьев производились до и после каждой из рассматриваемых операций на вырезанных зубьях или вырезанных сегментах зубьев. На каждой шестерне зубья или сегменты вырезались на 4-х равномерно расположенных по зубчатому венцу зубьях. Измерения параметра R_a шероховатости боковых поверхностей зубьев производились с помощью профилографов-профилометров мод. 201 и 202. Измерительная игла перемещалась по боковой поверхности по всей ширине зуба в 3-х зонах по высоте зуба: у вершины зуба, в зоне делительной окружности и у впадины зуба. В расчет далее принималось усредненное значение R_a . Измерения H_μ выполнялись на приборе ПМТ-3 в 3-х точках по ширине зуба в зоне делительной окружности. Точки располагались примерно в 5 мм от краев зуба и посередине ширины зуба. Полученные результаты по всем зубьям данной шестерни затем усреднялись. Измерения σ_1 и σ_2 производились рентгенографическим способом с помощью дифрактометра ДРОН-05 с монохроматором.

Методы анализа результатов экспериментальных исследований. При анализе экспериментальных данных вначале для каждого из выбранных процессов обработки цилиндрических шестерен и параметров качества поверхностей их зубьев была выполнена проверка правомерности применения корреляционно-регрессионного анализа для моделирования изменения этих параметров на рассмотренных операциях обработки цилиндрических шестерен. Методика такой проверки предложена в [6]. Она включает анализ нормальности распределения параметра оптимизации y , однородности дисперсий y , достаточной точности измерения значений независимых переменных x , стационарности и эргодичности изучаемых процессов, их случайного характера. С учетом особенностей формирования и измерения рассмотренных параметров качества поверхностей зубьев при изученных процессах изготовления цилиндрических зубчатых колес нами были рассмотрены следующие законы распределения этих параметров: нормальный, логарифмически нормальный, Релея, типа А (Грамма-Шарлье), равномерное распределение.

Затем для каждого из рассмотренных процессов обработки цилиндрических шестерен и параметров качества поверхности зубьев была выполнена предварительная обработка экспериментальных данных, которая включала:

1. Исключение резко выделяющихся результатов с помощью критерия Ирвина [6].

2. Оценку форму взаимосвязи рассматриваемых параметров качества поверхности зубьев после данной операции (y) с их исходными значениями (x) перед данной операцией. Эта оценка производилась как путем анализа эмпирических линий регрессии этих параметров после рассмотренных операций, так и путем сравнения двух видов зависимостей $\bar{y} = f(\bar{x})$, описывающих пооперационное изменение параметра качества на данной операции. Были рассмотрены два вида моделей-линейная (1) и нелинейная (2)

$$\bar{y} = a + b\bar{x}, \quad (1)$$

$$\bar{y} = c + d\bar{x} + e\bar{x}^2, \quad (2)$$

где $\bar{x}$, $\bar{y}$ – средние арифметические значения параметра качества до и после рассматриваемой операции обработки шестерен.

Анализ степени адекватности каждой из этих моделей для всех рассмотренных процессов обработки цилиндрических шестерен и параметров качества поверхностей зубьев производился с использованием следующих характеристик: F-критерий Фишера адекватности модели; остаточная сумма квадратов разностей экспериментальных $y_{iэ}$ и расчетных y_{ip} по уравнениям (1) и (2) изучаемых параметров качества поверхностей зубьев S^2 ; средняя относительная ошибка уравнения связи $\epsilon_{ср}$, определенная по уравнению (4); критерий Стьюдента достоверности коэффициентов « b », « d » и « e » в уравнениях (1) и (2). Расчеты выполнялись по методикам, приведенным в [6].

Предложенная нами методика обработки результатов экспериментального исследования изменения параметров качества деталей машин на различных операциях их изготовления приведена в [7]. Она позволяет рассчитать следующие характеристики взаимосвязи значений рассматриваемого параметра качества детали после данной операции с их значениями перед данной операцией:

1. Значения параметра качества до (x) и после (y) данной операции.
2. Среднеквадратические отклонения данного параметра от его среднего арифметического значения для изучаемой партии колес до (S_x) и после (S_y) данной операции;
3. Коэффициент изменения (V) данного показателя качества после выполнения данной операции.

$$V = \bar{x} / \bar{y}, \quad (3)$$

4. Коэффициенты a и b уравнения регрессии (1) в виде полинома первой степени, описывающего зависимости $\bar{y} = f(\bar{x})$ для рассмотренных параметров качества поверхностей зубьев шестерен.

5. Характеристики степени тесноты взаимосвязи рассматриваемых параметров качества поверхностей зубьев шестерен после данной операции «у» со значениями «х» этих параметров перед этой операцией: коэффициенты парной корреляции r_{xy} , эмпирические $\eta_{\text{э}}$ и теоретические $\eta_{\text{т}}$ корреляционные отношения. Значения $\eta_{\text{т}}$ были рассчитаны для зависимости (2).

6. Критерии Стьюдента (t_b, t_d, t_e) для оценки достоверности коэффициентов уравнений регрессии «b», «d», «e» в уравнениях (1) и (2), а также коэффициентов парной корреляции r_{xy} (t_r). Значения и знак b, d, e, r_{xy} считаются достоверными с вероятностью $P = 1 - \alpha$ при $t_{\alpha/2, n-2} \leq t_{\text{кр}}$. При $\alpha = 0,01, n = 50$ $t_{\text{кр}} = 2,68$ [8].

7. Средние относительные ошибки $\varepsilon_{\text{ср}}$ уравнений связи (1) и (2) для всех рассмотренных показателей качества поверхностей зубьев и методов их обработки

$$\varepsilon_{\text{ср}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{|y_{i\text{э}} - y_{i\text{р}}|}{y_{i\text{э}}} \cdot 100 \%, \quad (4)$$

где $y_{i\text{э}}$ и $y_{i\text{р}}$ – экспериментальные и расчетные по уравнениям связи значения показателей качества поверхностей зубьев после рассматриваемых процессов их обработки, i – номер шестерни в партии колес, n – объем партии колес.

8. F -критерий Фишера адекватности модели. Адекватность полученной модели (1) или (2) экспериментальным данным считается подтвержденной с вероятностью $P = 1 - \alpha$ при $F \leq F_{\text{кр}}$, $F_{\text{кр}} = F_{1-\alpha, m_1, m_2}$, где $m_1 = n$, $m_2 = n - 2$, n – объем выборки. При $\alpha = 0.05, n = 50$ $F_{0,95;50;48} = 1,61$ [8].

9. Значения А, В-доли дисперсии s_y^2 данного параметра качества поверхностей зубьев в % после рассматриваемой операции. Причем А-возникла на рассматриваемой операции, а В-унаследована с предыдущей операции [7].

Результаты исследования. Их анализ. Здесь мы рассмотрим результаты, полученные для зубчатых колес из стали 25ХГТ. Зубчатые колеса автотракторных трансмиссий из этой стали наиболее распространены в отечественном машиностроении. Характеристики этой стали являются примерно средними среди характеристик других сталей, используемых для шестерен автотракторных трансмиссий.

Анализ законов распределения изученных параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен на рассмотренных операциях их изготовления показал, что для описания этих распределений может быть использован закон нормального распределения. При этом распределения параметров R_a и H_μ с наилучшей точностью описываются нормальным распределением, а распределения σ_1 и σ_2 – распределением Релея (Максвелла). Информация о законах распределения параметров качества поверхностей зубьев позволяет с достаточной точностью определить поле рассеяния ω этого параметра в данных условиях. Т. е. оценить технологические возможности данной операции с точки зрения обеспечения характеристик качества поверхности зубьев, т. к. значение ω

является оценкой технологического допуска на данную характеристику качества поверхности зубьев на рассматриваемой операции их обработки. С вероятностью P значение ω может быть определено по формулам:

При распределении характеристики по нормальному закону

$$\omega = 2ls, \quad (5)$$

где l – коэффициент, зависящий от вероятности P и объема выборки N , по которой было рассчитано значение s [6]. При $P = 0,9973$, $N = 50$ $l = 3,84$; при $P = 0,9973$, $N = 100$ $l = 3,60$; s – среднее квадратическое отклонение значений характеристики в выборке.

При распределении характеристики по закону Релея

$$\omega = 5,25s, \quad (6)$$

где s – тот же параметр, что и в формуле (5).

Сравнение зависимостей (1) и (2) для описания пооперационного изменения рассмотренных характеристик качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен на различных операциях их обработки показало, что описание указанных взаимосвязей с достаточной точностью может быть выполнено с помощью зависимости (1). Поэтому в табл. 1, где приведены основные результаты исследования, даны значения коэффициентов « a » и « b » этой зависимости.

Значения характеристик из табл. 1 представляют собой средние арифметические значения результатов, полученных для данных показателей качества поверхности зубьев, метода их обработки и материала колес для всех изученных партий колес.

Приведем основные результаты анализа полученных данных.

Параметр R_a рабочей поверхности зубьев цилиндрических шестерен. Как видно из табл. 1, для всех рассмотренных процессов обработки цилиндрических зубчатых колес имеет место пооперационное наследование значений параметра R_a шероховатости поверхностей зубьев ($r_{xy} = 0,35–0,82$, $t_r = 3,54–12,2$). Наиболее сильными «барьерами» для пооперационного наследования значений R_a являются операции зубошлифования и шевингования ($r_{xy} = 0,36–0,51$, $A = 62,8–87,0\%$, $B = 13,0–37,2\%$). Это связано, на наш взгляд, с тем, что эти процессы приводят к существенному изменению исходных значений R_a .

Таблица 1 – Характеристики пооперационного изменения параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их изготовлении

Параметр ка- чества по- верхности зубьев	Последовательные операции обработки зубьев														
	Характеристики пооперационного изменения параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их изготовлении														
	$\overline{X}$	$\overline{Y}$	S_x	S_y	V'	a	b	η_3	η_r	r_{xy}	t_r	$\Sigma \sigma$	F	A	B
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Зубофрезерование-шевингование															
R_a	5,489	2,762	1,28	0,825	1,99	0,995	0,33	0,55	0,53	0,51	3,54	10,14	0,75	73,53	26,47
H_u	2 541,1	2 055,1	250,1	160,1	1,24	1 141,0	0,36	0,65	0,63	0,61	4,83	6,37	0,799	63,0	37,0
σ_1	598,2	-74,8	65,0	54,99	-8,00	-405,0	0,55	0,70	0,67	0,85	6,34	16,4	0,897	42,0	58,0
σ_2	220,0	126,0	40,2	28,4	1,74	2,0	0,56	0,85	0,83	0,80	8,2	17,6	0,73	36,0	64,0
Шевингование-ХТО															
R_a	2,762	2,979	0,825	0,95	0,93	1,11	0,75	0,72	0,68	0,65	4,23	12,4	0,81	57,8	42,2
H_u	1 887,8	8 844,6	147,5	1 158,4	0,21	2 938,3	3,13	0,45	0,43	0,40	2,8	10,38	0,955	84,0	16,0
σ_1	-74,8	-733,8	54,99	87,00	0,1	-677,8	0,75	0,59	0,56	0,54	2,96	15,1	1,02	71,0	29,0
σ_2	125,0	548,0	28,4	160,0	0,23	17,54	4,2	0,81	0,78	0,75	7,6	16,4	0,93	44,0	56,0
ХТО-Зубохонингование															
R_a	2,979	2,15	0,95	0,63	1,385	0,55	0,544	0,9	0,87	0,82	12,2	15,81	0,92	33,0	67,0
H_u	8 844,6	7 248,9	1 157,4	837,2	1,22	1 765,0	0,62	0,93	0,90	0,86	12,2	4,31	0,589	25,9	74,1
σ_1	-733,8	-355,9	87,0	83,0	2,1	319,0	0,92	0,95	0,93	0,90	20,15	5,6	0,75	19,0	81,0
σ_2	548,0	466,0	160,0	116,0	1,176	142,7	0,59	0,88	0,85	0,82	8,5	20,1	0,775	33,0	67,0
ХТО-обкатка зубьев															
R_a	2,98	2,0	0,49	0,35	1,49	1,0	0,3	0,68	0,65	0,6	4,18	8,75	0,63	31,0	69,0
H_u	8 030,0	8 350,0	1 051,1	1 210,1	0,96	3 532,0	0,61	0,70	0,65	0,63	10,2	6,52	0,772	47,0	53,0
σ_1	-733,8	-750,0	87,0	88,9	0,98	-420,0	0,45	0,76	0,73	0,71	8,45	8,2	0,76	45,0	55,0
σ_2	548,0	565,0	156,6	150,7	0,97	400,0	0,48	0,70	0,67	0,64	7,1	17,5	0,93	48,0	52,0

Параметр ка- чества по- верхности зубьев	Последовательные операции обработки зубьев														
	Характеристики пооперационного изменения параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их изготовлении														
	$\overline{X}$	$\overline{y}$	S_x	S_y	V	a	b	η_3	η_T	r_{xy}	t_r	Σ_{cp}	F	A	B
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
ХТО–зубошлифование червячным кругом															
R_a	2,98	0,8	0,65	0,16	3,72	0,2	0,25	0,51	0,45	0,4	4,11	9,51	0,76	85,0	15,0
H_μ	8 030,0	8 844,6	1 051,1	1 091,8	0,9	3 223,6	0,7	0,70	0,68	0,65	10,5	5,71	0,783	55,0	45,0
σ_1	-733,8	910,0	87,0	101,2	-0,8	600,0	-0,45	0,65	0,62	0,60	4,71	11,5	0,844	52,0	48,0
σ_2	635,0	610,0	167,1	135,5	1,04	361,0	0,45	0,68	0,65	0,62	6,3	18,1	0,95	52,0	48,0
ХТО–зубошлифование коническим кругом															
R_a	2,98	1,0	0,51	0,17	2,98	0,55	0,15	0,42	0,49	0,35	3,74	11,3	0,82	87,0	13,0
H_μ	8 030,0	8 350,0	1 051,1	1 070,5	0,96	3 532,0	0,6	0,66	0,64	0,61	9,04	6,03	0,790	60,0	40,0
σ_1	-733,8	1 050,0	87,0	118,9	-0,7	700,0	-0,42	0,64	0,61	0,58	4,25	12,3	0,869	62,0	38,0
σ_2	635,0	640,0	167,1	142,2	0,99	250,0	0,61	0,65	0,62	0,60	5,8	18,7	0,98	57,0	43,0

Примечания.

1. Приняты следующие размерности значений $\bar{X}$, $\bar{y}$, S_x , S_y для различных параметров качества поверхности зубьев: для R_a – мкм, для H_μ , σ_1 , σ_2 – МПа.
2. Значения Σ_{cp} , A , B приведены в %.
3. Если характеристика в табл. 1 относится к предшествующей операции, она обозначается буквой или индексом «х», если характеристика относится к рассматриваемой операции, она обозначается буквой или индексом «у».
4. Значения «а», «b», « Σ_{cp} », «F» даны для зависимости $y = f(x)$ вида (1).

Уменьшение дисперсии R_a после шевингования может быть достигнуто в основном за счет совершенствования самого процесса шевингования ($A=73-82\%$, $B=18-27\%$, $A > B$), после ХТО и зубошлифования. Этого можно добиться в равной степени как за счет совершенствования самих процессов ХТО и зубошлифования, так и за счет совершенствования предшествующих процессов ($A=45-66\%$, $B=34-55\%$, $A \cong B$). Уменьшение дисперсии R_a после зубохонингования и зубообкатки может быть обеспечено в основном совершенствованием предыдущих операций ($A=31-33\%$, $B=67-69\%$, $B > A$). Хотя процессы зубохонингования и зубообкатки могут существенно повлиять на изменение дисперсии R_a ($A=31-33\%$).

Микротвердость H_μ рабочей поверхности зубьев цилиндрических шестерен. Как видно из табл. 1, для всех рассмотренных процессов изготовления цилиндрических шестерен имеет место явление технологической наследственности при пооперационном изменении параметра H_μ на последовательно выполняемых операциях ($r_{xy} = 0,35-0,9$, $t_r = 2,8-12,2$).

Процессы шевингования и зубохонингования вызывают некоторое уменьшение исходных значений H_μ (соответственно на 34 и 17 %). Это связано с тем, что на этих операциях удаляется небольшой припуск и имеет место некоторое разупрочнение рабочих поверхностей зубьев. Как показал выполненный нами анализ микроструктуры поверхностей зубьев, после этих операций имеет место некоторый рост зерна по сравнению с предшествующими операциями. Процесс ХТО не только значительно (в среднем на 326 %) увеличивает значения H_μ , но и существенно преобразует исходные значения H_μ ($r_{xy} = 0,4$), т. е. служит определенным барьером на пути пооперационного наследования значений H_μ . Зубошлифование червячным и коническим кругами вызывают небольшое увеличение исходных значений H_μ (примерно на 7 %). Это объясняется дополнительной закалкой шлифуемых поверхностей из-за высоких температур в зоне резания при зубошлифовании.

Управление значениями H_μ на таких операциях, как шевингование ($A=63\%$, $B=37\%$), ХТО ($A=84\%$, $B=16\%$) может быть выполнено в основном за счет совершенствования предшествующей операции, на операциях зубообкатки и зубошлифования ($A=55-60\%$, $B=45-40\%$) – примерно в равной степени, как за счет данной, так и за счет предшествующей операции обработки зубьев шестерен.

Остаточные напряжения первого рода σ_1 в рабочей поверхности зубьев цилиндрических шестерен. Как видно из табл. 1, для всех рассмотренных процессов изготовления цилиндрических шестерен имеет место технологическое наследование значений σ_1 в рабочих поверхностях зубьев с предшествующей операции ($r_{xy} = 0,54-0,9$, $t_r = 2,96-20,15$).

При изготовлении цилиндрических шестерен имеет место изменение не только абсолютных значений σ_1 , но и их знака. Процесс шевингования преобразует растягивающие остаточные напряжения в рабочих поверхностях зубьев, возникающие при зубофрезеровании, в сжимающие. ХТО зубчатых колес приводит к существенному росту (до 10 раз) исходных перед

этой операцией остаточных напряжений и несколько снижаются. После зубохонингования шестерен остаточные напряжения в поверхности зубьев уменьшаются примерно в 1,8 раз. Зубошлифование цилиндрических шестерен после ХТО вызывает не только некоторый рост остаточных напряжений первого рода в поверхности зубьев (в 1,2–1,4 раза), но и приводит к преобразованию сжимающих остаточных напряжений в поверхностях зубьев в растягивающие. Это уменьшает контактную и изгибную прочность зубьев цилиндрических шестерен и их ресурс. Причем шлифование червячным кругом создает меньшие значения σ_1 ($\sigma_1 = 616$ МПа), чем шлифование коническим кругом ($\sigma_1 = 711,8$ МПа).

Полученные результаты показывают, что изменение значений σ_1 при шевинговании, зубообкатке и зубошлифовании червячным кругом может быть достигнуто примерно в равной степени как за счет регулирования режимов и других условий данной операции, так и за счет изменения режимов и других условий выполнения предыдущей операции ($A = 42\text{--}52\%$, $B = 48\text{--}58\%$). При ХТО и зубошлифовании коническим кругом регулирование значений σ_1 может быть достигнуто в основном за счет изменения режимов и других условий выполнения данной операции ($A = 62\text{--}71\%$, $B = 29\text{--}38\%$). При зубохонинговании регулирование значений σ_1 может быть обеспечено в основном за счет изменения режимов и других условий предшествующей операции ($A = 19\%$, $B = 81\%$).

Основными причинами формирования остаточных напряжений являются, как известно, неравномерность и степень пластической деформации материала детали, характеристики его температурного поля. Шевингование отличается более высокой степенью пластической деформации тонких поверхностных слоев обрабатываемых зубьев цилиндрических шестерен по сравнению с зубофрезерованием червячными фрезами. Сила резания при шевинговании уменьшается в среднем в 1,6 раза по сравнению с зубофрезерованием. Однако объем снимаемой стружки при этом уменьшается примерно в 5 000–6 000 раз, что приводит к значительному росту удельных сил резания и степени пластической деформации поверхностей зубьев. Температуры в зоне резания при зубофрезеровании ($320\text{--}350^\circ$) примерно в 3 раза выше, чем при шевинговании ($120\text{--}140^\circ$). Как показано в работах А. А. Маталина, А. В. Подзея, В. В. Абрамова и др., увеличение степени пластической деформации малопластичных материалов, к которым относятся и материалы нагруженных шестерен, вызывает резкое увеличение остаточных напряжений сжатия и глубины их проникновения в металл. Это и является, на наш взгляд, основной причиной превращения растягивающих напряжений первого рода в поверхностном слое зубьев цилиндрических шестерен после зубофрезерования червячными фрезами в сжимающие после шевингования. Низкие температуры в зоне резания при шевинговании не вызывают существенного изменения возникших сжимающих остаточных напряжений. Сжимающие остаточные напряжения в материале деталей, как известно, способствуют увеличению их ресурса.

При зубохонинговании основную роль в некотором (до 1,8 раз) уменьшении исходных сжимающих остаточных напряжений играет тепловой фактор, характерный для доводочных процессов. Так как зубохонингование выполняют при мягких режимах, со снятием незначительного припуска, при эффективном охлаждении керосином, в зоне резания возникают невысокие температуры, которые приводят к релаксации остаточных напряжений, небольшому разупрочнению и снижению микротвердости поверхностного слоя зубьев, характерных для низкотемпературного отпуска.

Зубошлифование, как показано в работах Д. С. Еленевского, А. И. Кораблева, Д. Н. Решетова, А. В. Якимова, В. Г. Лебедева, И. И. Сидорина, М. Д. Генкина, Н. М. Рыжова и др. и подтверждено нашими исследованиями, приводит к преобразованию сжимающих остаточных напряжений в материале зубчатых колес в растягивающие, которые могут достигать 700 МПа, что почти вдвое снижает усталостную прочность зубьев [9]. В некоторых случаях при правильно выбранных исходных перед зубошлифованием значений σ_1 и условий зубошлифования [4; 9] в поверхности зубьев после зубошлифования могут иметь место и сжимающие остаточные напряжения. Это свидетельствует о необходимости учитывать явления технологической наследственности для параметров качества поверхности зубьев при проектировании процессов изготовления цилиндрических шестерен. Как установлено в выполненных ранее исследованиях, наибольшие значения σ_1 , как правило, имеют место на поверхности зубьев. Поэтому результаты нашего исследования, при котором мы измеряли значения σ_1 и σ_2 только на рабочих поверхностях зубьев, позволяют оценить критические значения σ_1 и σ_2 , которые имеют место при изготовлении шестерен и влияют на их ресурс.

Остаточные напряжения второго рода σ_2 в рабочей поверхности зубьев цилиндрических шестерен. Как видно из табл. 1, для всех рассмотренных процессов изготовления цилиндрических шестерен имеет место технологическое наследование значений σ_2 в поверхностях зубьев ($r_{xy} = 0,60\text{--}0,82$, $t_r = 5,8\text{--}8,5$). Операции шевингования, зубохонингования, зубошлифования червячным кругом вызывают некоторое уменьшение исходных значений остаточных напряжений второго рода. Операции ХТО, зубошлифования коническим кругом, зубообкатки вызывают увеличение исходных значений σ_2 . Различие в характере влияния зубошлифования червячным и коническим кругами на изменение исходных значений σ_2 связано с отличиями в условиях резания этими методами. При зубошлифовании коническим кругом имеют место большие площадь контакта круга с деталью, скорость, силы и температуры резания чем при зубошлифовании червячным кругом, что вызывает увеличение остаточных напряжений. При зубообкатке имеет место пластическая деформация поверхностного слоя зубьев, что тоже приводит к росту исходных значений остаточных напряжений в поверхности зубьев.

Требуемые значения σ_2 после шевингования и зубохонингования могут быть обеспечены в основном путем регулирования режимов и других условий выполнения предшествующих операций ($A = 33\text{--}36\%$, $B = 64\text{--}67\%$),

хотя и изменение условий выполнения операций шевингования и зубохонингования может существенно повлиять на значения σ_2 после этих операций ($A = 33\text{--}36\%$). Управление значениями σ_2 на операциях ХТО, зубообкатки и зубошлифования примерно с одинаковой эффективностью может быть выполнено за счет регулирования условий как названных, так и исходных операций ($A = 44\text{--}57\%$, $B = 43\text{--}56\%$).

Выводы:

1. Обоснована возможность применения статистических методов, в том числе корреляционно-регрессионного анализа, для анализа закономерностей пооперационного изменения параметров качества рабочих поверхностей зубьев цилиндрических шестерен на основных операциях их обработки.

2. Предложены методы экспериментального исследования пооперационного изменения характеристик качества рабочих поверхностей зубьев цилиндрических шестерен на различных операциях их изготовления, обработки и анализа полученных результатов.

3. Установлены основные закономерности пооперационного изменения 4-х параметров качества рабочих поверхностей зубьев цилиндрических шестерен (параметр шероховатости R_a , микротвердость H_μ , остаточные напряжения первого σ_1 и второго σ_2 родов) на основных операциях изготовления цилиндрических зубчатых колес (зубофрезерование червячной фрезой, шевингование, химико-термическая обработка (ХТО, включающая нитроцементацию с последующими закалкой и низким отпуском), зубообкатка, зубохонингование, зубошлифование двухконусным или червячным кругами). Показано, в частности, что для всех рассмотренных параметров качества рабочих поверхностей зубьев цилиндрических шестерен и рассмотренных процессов их изготовления имеет место технологическое наследование этих параметров с предшествующих операций. Предложены физические модели для некоторых изученных процессов.

4. Установлены технологические возможности современных методов обработки цилиндрических шестерен по обеспечению значений рассмотренных параметров качества рабочих поверхностей зубьев, показаны пути наиболее эффективного управления значениями этих параметров при выполнении всех рассмотренных процессов изготовления цилиндрических шестерен. Это создает предпосылки для совершенствования разработки технологических процессов изготовления цилиндрических шестерен и повышения их качества.

ЛИТЕРАТУРА

1. Производство зубчатых колес : справочник/ Под ред. Б. А. Тайца. – М. : Машиностроение, 1990. – 454 с.
2. Антонюк, В. Е. Справочное пособие зуборезчика / В. Е. Антонюк. – Мн. : Беларусь, 1989. – 304 с.
3. Гулида, Э. Н. Управление надежностью цилиндрических зубчатых колес / Э. Н. Гулида. – Львов : Вища школа, 1983. – 136 с.
4. Еленевский, Д. С. Остаточные напряжения и прочность зубьев цементованных шестерен // Вестник машиностроения. – 1968. – № 8. – С. 135–158.

5. Кораблев, А. И. Повышение несущей способности и долговечности зубчатых передач / А. И. Кораблев, Д. Н. Решетов. – М. : Машиностроение, 1968. – 288 с.
6. Кане, М. М. Основы исследований, изобретательства и инновационной деятельности в машиностроении : учебник / М. М. Кане. – Мн. : Вышэйшая школа, 2018. – 360 с.
7. Кане, М. М. Изменение точности зубьев цилиндрических шестерен при их отделочной обработке / М. М. Кане // Республиканский межведомственный сборник научных трудов. – Вып. 36. – Мн., 2025. – С. 63–69.
8. Кане, М. М. Предварительный анализ экспериментальных данных. Оценка правомерности применения корреляционно-регрессионного анализа в заданных условиях: пособие / М. М. Кане. – Мн. : БНТУ. 2020. – 49 с.
9. Исаев, А. И. Исследование сил и температур при шлифовании / А. И. Исаев, С. С. Силин // Сб. «Труды МАТИ». – Вып. 38. – М., 1960. – [б.с.].

Поступила 26.03.2026

УДК.621.793.74;621.373.826

Кардаполова М. А., Кавальчук О. Н.

**ПЕРСПЕКТИВЫ ПОЛУЧЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ СЛОЕВ НА
КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЯХ СОЧЕТАНИЕМ
ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ ПЕРЕХОДНЫХ МЕТАЛЛОВ
И ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ**

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

Представленная обзорная статья посвящена высокоперспективному направлению в области инженерии поверхности – гибридному методу, сочетающему плазменное напыление и лазерное оплавление. Последовательно раскрыты физические основы формирования покрытий, механизмы устранения структурных дефектов (пористости, межслоевой неоднородности), особенности формирования металлургической связи с подложкой. Детально проанализировано влияние удельной энергии лазерного излучения на тип формируемой микроструктуры (дозэвтектическая, псевдозэвтектическая, заэвтектическая), что создает методологическую основу для целенаправленного управления свойствами покрытий. Результаты обзора могут быть непосредственно использованы при разработке технологических регламентов упрочнения и восстановления деталей, выборе оптимальных параметров лазерного воздействия и прогнозировании трибологических характеристик покрытий.

Введение. Комбинированная технология, включающая плазменное напыление износостойких материалов на основе переходных металлов с последующей лазерной обработкой, представляет собой высокоэффективный метод создания высококачественных защитных слоев на конструкционных сталях. Этот подход

позволяет устранить ключевые недостатки традиционного плазменного напыления, такие как пористость и недостаточное сцепление с основой, за счет формирования плотной, однородной структуры с металлургической связью. Лазерное оплавление приводит к значительному измельчению микроструктуры, образованию мелкодендритных и даже аморфных фаз, что существенно повышает микротвердость и износостойкость покрытия. Исследования показывают, что износостойкость слоев, обработанных лазером, может возрастать в 3–3,2 раза по сравнению с исходными напыленными покрытиями. Данная технология находит применение как при изготовлении новых деталей, работающих в условиях интенсивного износа, так и для восстановления и упрочнения изношенных поверхностей в машиностроении и металлургии.

Большинство деталей машин и оборудования выходят из строя в результате изнашивания поверхностного слоя [1]. Конструкционные стали, являясь основным материалом в современном машиностроении, обладают хорошими объемными механическими свойствами, но их поверхность часто не способна противостоять интенсивному трению, коррозии и высоким температурам [2]. Для решения этой проблемы широко применяются методы инженерии поверхности, которые позволяют целенаправленно изменять свойства поверхностных слоев, формируя на них функциональные покрытия [3]. Среди различных технологий, таких как газотермическое напыление, наплавка и физическое осаждение из паровой фазы, особое место занимает комбинация плазменного напыления и лазерной обработки [2; 3; 4].

Плазменное напыление – это процесс, при котором порошковый материал подается в струю высокотемпературной плазмы (до 2 000 °C), плавится и с высокой скоростью переносится на защищаемую поверхность [5; 6]. Этот метод отличается универсальностью, позволяя наносить покрытия из широкого спектра материалов, включая металлы, керамику и их композиции, на различные подложки [6].

Преимуществами плазменного напыления являются экономичность, высокая производительность, возможность нанесения покрытий от 0,1 до 30 мм, широкий выбор напыляемых материалов, включая тугоплавкие [6].

Несмотря на эти достоинства, плазменные покрытия имеют характерные структурные дефекты, которые ограничивают их эксплуатационные характеристики:

- пористость и наличие несплавленных частиц: в процессе формирования покрытия между отдельными затвердевшими частицами остаются поры, что снижает плотность и коррозионную стойкость слоя [5; 7];

- слоистая структура: покрытие формируется послойно, и межслоевая когезионная прочность может быть недостаточной [5; 8];

- механическое сцепление с подложкой: адгезия покрытия к основе обеспечивается в основном за счет механического зацепления за неровности предварительно обработанной (например, пескоструйной) поверхности, что не всегда обеспечивает необходимую прочность связи [6; 9].

Эти дефекты приводят к тому, что при износе происходит выкрашивание отдельных частиц и отслаивание покрытия [10].

Для устранения недостатков плазменных покрытий применяется последующая обработка высококонцентрированными источниками энергии, в частности, лазерным излучением [10; 11; 12]. Процесс, известный как лазерное оплавление или лазерное легирование, заключается в быстром расплавлении напыленного слоя и тонкого приповерхностного слоя подложки с последующим сверхбыстрым охлаждением [4; 10; 13].

При этом происходит устранение пористости и уплотнение структуры в связи с тем, что лазерное оплавление гомогенизирует покрытие, устраняя поры, трещины и границы между сплэтами. Пористость может быть снижена с 7,36 % до 0,75 % [14]. В результате формируется плотный и компактный слой [10, 15].

Последующая лазерная обработка создает зону сплавления между покрытием и основой, обеспечивая прочную металлургическую связь [4; 14; 15]. Ширина этой переходной зоны значительно меньше (10–45 мкм), чем при плазменной наплавке (120–160 мкм), что свидетельствует о меньшем термическом воздействии на основной металл [4].

Высокие скорости нагрева и охлаждения при лазерной обработке приводят к формированию чрезвычайно мелкозернистой, мелкодендритной или даже аморфной структуры [1; 4; 10]. Исследования покрытий из порошков на железной основе, легированных бором [16], показали возможность формирования трех основных типов микроструктуры в зависимости от удельной энергии лазерного излучения:

- доэвтектическая структура формируется при высоких значениях удельной энергии (например, 300 Дж/мм²) и характеризуется более крупными кристаллическими образованиями;

- «квазиэвтектическая» структура образуется при более низких энергиях (например, 100 Дж/мм²) и, соответственно, более высоких скоростях охлаждения. Эта структура является наиболее мелкодисперсной и однородной, что обеспечивает наилучшие механические свойства;

- заэвтектическая структура возникает при промежуточных значениях энергии (например, 150 Дж/мм²).

Плотная, мелкозернистая структура и прочная связь с основой приводят к значительному росту микротвердости и, как следствие, износостойкости [4; 10; 17], которая в условиях сухого трения увеличивается в 3–3,2 раза [1]. Так же анализ изношенных поверхностей показывает, что у образцов, дополнительно обработанных лазером, наблюдается износ без выкрашивания частиц, в то время как напыленные покрытия разрушаются путем отслаивания [10].

Фазовый состав покрытий после лазерной обработки является сложным и зависит от исходных материалов. Рентгеноструктурный анализ покрытий на основе железа показал наличие таких фаз, как γ -Fe, α -Fe, а также

высокотвердых боридов Fe_2B и FeB , которые обеспечивают высокую износостойкость [16]. В покрытиях из самофлюсующихся сплавов системы $Ni-Cr-B-Si$ формируется никелевая матрица, равномерно упрочненная мелкодисперсными фазами боридов и силицидов [18].

Комбинированный метод, включающий плазменное напыление с последующей обработкой лазерным излучением, приводит к формированию уникальных метастабильных микроструктур, которые определяют высокие эксплуатационные свойства конечного изделия. В зависимости от состава напыляемого материала (например, самофлюсующиеся сплавы на основе Ni или Fe) и параметров лазерного воздействия, в покрытии могут формироваться мелкодисперсные, дендритные и даже «квазиэвтектические» структуры. Образование твердых фаз, таких как бориды и карбиды, в сочетании с измельчением зерна до наноразмерного уровня, обеспечивает значительное повышение твердости, износостойкости и коррозионной стойкости. Управление параметрами процесса, такими как мощность и скорость перемещения лазерного луча, позволяет целенаправленно создавать покрытия с заданной структурой и свойствами, что открывает широкие возможности для упрочнения и восстановления деталей в авиастроении, машиностроении и других отраслях.

Технология плазменного напыления с последующей лазерной обработкой применяется для широкого спектра материалов на основе карбидов и боридов. Наиболее изученными системами являются композиции на основе карбида вольфрама ($WC-Co$) [19, 20], карбида хрома (Cr_3C_2-NiCr) [21] и карбида титана (TiC) [22]. Исследования проводятся для покрытий из карбида бора (B_4C) [23] и кубического нитрида бора ($c-BN$), который, несмотря на наличие азота, по своим свойствам близок к тугоплавким соединениям и часто рассматривается в одном ряду с ними [24].

Анализ проведенных исследований показывает, что высокие температуры в зоне лазерного воздействия инициируют фазовые превращения, морфологические изменения и перераспределение упрочняющих фаз в материале покрытия. Метастабильные фазы, образовавшиеся при плазменном напылении, трансформируются в более стабильные равновесные фазы. Например, в покрытиях Cr_3C_2-NiCr после лазерного оплавления исходный карбид Cr_3C_2 преобразуется в более твердый равновесный карбид Cr_7C_3 [21]. В процессе оплавления и последующей кристаллизации могут образовываться новые твердые фазы. В покрытиях $WC-Co$ были зафиксированы такие фазы, как Co_3W_3C и $Co_3W_9C_4$, которые способствуют увеличению твердости [20]. Лазерная обработка может стимулировать синтез нанокристаллических фаз, таких как кубический нитрид бора ($c-BN$), из соответствующих прекурсоров [24].

Использование импульсных лазеров может ускорять конвективные потоки Марангони в расплавленной ванне. Эти потоки способствуют перемешиванию расплава и обеспечивают более равномерное (гомогенное) распределение карбидных частиц по объему. Частицы карбидов после оплавления и повторной кристаллизации могут приобретать более регулярную, равноосную форму вместо исходной осколочной или неправильной [21]. В некоторых

случаях возможно растворение исходных карбидов в металлической матрице с последующим их выделением в виде дендритов или мелких зерен [25].

Вывод. Результаты обзора могут быть непосредственно использованы при разработке технологических регламентов упрочнения и восстановления деталей, выборе оптимальных параметров лазерного воздействия и прогнозировании трибологических характеристик покрытий. Работа закладывает прочную основу для дальнейших исследований в области гибридных методов поверхностной модификации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Девойно, О. Г. Исследование износостойких покрытий из диффузионно-легированной аустенитной стали, полученных плазменным напылением и последующей лазерной обработкой = Investigation on Wear-Resistant Coatings from Diffusion-Alloyed Austenitic Steel Obtained by Plasma Spraying and Subsequent Laser Processing / О. Г. Девойно, А. Ф. Пантелеенко // Наука и техника. – 2017. – № 3. – С. 249–255.
2. A Review of Wear-Resistant Coatings for Steel Substrates: Applications and Challenges / Y. Wang, C. Feng, T. Lin [et al.] // Metals. – 2025. – Vol. 15, no. 11. – Art. no. 1231. – DOI 10.3390/met15111231.
3. Биргер, Е. М. Использование методов инженерии поверхности в современном оборудовании для лазерной наплавки износ- и коррозионно-стойких материалов / Е. М. Биргер, А. Н. Поляков, А. О. Торгованов // Инновации и инвестиции: научно-аналитический журнал / и. о.гл. ред. Е. А. Сулимова. – 2019. – № 6. – С.228–233.
4. Comparison study on resistance to wear and abrasion of high-temperature sliding strike of laser and plasma spray layer on the stainless steel surface / Z. Shi, J. L. Zhang, X. M. Zhao [et al.] // Applied Surface Science. – 2004. – Vol. 228, no. 1–4. – P. 110–116. – DOI: 10.1016/j.apsusc.2003.12.029.
5. Патент RU 2611738C2. Способ нанесения и лазерной обработки теплозащитного покрытия (варианты) : опубл. 28.02.2017. / Л. Х. Балдаев, Н. Г. Зайцев, Г. И. Зубарев, И. В. Мазилин, Е. Ю. Марчуков, Ю. А. Новинкин. – [б. с.].
6. Упрочнение поверхностей деталей комбинированными способами / А. Г. Бойцов, В. Н. Машков, В. А. Смоленцев [и др.]. – М. : Машиностроение, 1991. – 144 с.
7. The Effect of In Situ Laser-Assisted Plasma Spraying on the Plasma Etching Resistance of Yttrium Oxide Coating / Xutao Zhao, Tian Xie, Panpan Zhang [et al.]. – Coatings, 2024. – № 14(11). – P. 1427.
8. Improving wear resistance of plasma-sprayed calcia and magnesia-stabilized zirconia mixed coating: roles of phase stability and microstructure / L. R. C. G. Silva, F. D. S. Silva, J. R. Silva [et al.] // Journal of Thermal Spray Technology. – 2021. – Vol. 30, no. 1. – P. 165–178. – DOI: 10.1007/s11666-020-01130-y.
9. Кадырметов, А. М. Технология плазменного нанесения и упрочнения покрытий в ресурсосберегающих производственных процессах / А. М. Кадырметов, Д. И. Станчев, Г. А. Сухочев // Упрочняющие технологии и покрытия = Strengthening technologies and coatings: научно-технический и производственный журнал / гл. ред. Ю. В. Панфилов; учредитель ООО «Издательство Машиностроение». – 2010. – № 7. – С.29–36.
10. A study of wear resistance of plasma-sprayed and laser-remelted coatings on aluminium alloy / G. Liang, K. Y. Wong, F. T. Cheng [et al.] // Surface and Coatings Technology. – 2000. – Vol. 126, no. 2–3. – P. 132–139.
11. Металлографические исследования лазерной наплавки износостойких порошков на инструмент / М. А. Чернов, Р. М. Хисамутдинов, В. В. Звездин, [и др.] // Фундаментальные исследования. – 2015. – № 11–4. – С. 753–758.

12. Pawlowski, L. Laser Treatment of Thermally Sprayed Coatings / L. Pawlowski // Thermal Spray 2002: Proceedings from the International Thermal Spray Conference (Essen, Germany, 4–6 March 2002). – Essen, 2002. – P. 721–726.
13. Fabrication of Ni–Cu–W Graded Coatings by Plasma Spray Deposition and Laser Remelting / W. Li, S. Zhang, X. Li [et al.] // Materials. – 2022. – Vol. 15, no. 8. – P. 2911. – DOI: 10.3390/ma15082911.
14. Effect of Flame Remelting on the Microstructure, Wear and Corrosion Resistance of HVOF Sprayed NiCrBSi Coatings / C. W. Liu, E. W. Qin, G. X. Chen [et al.] // Advanced Materials Research. – 2024. – Vol. 1179. – P. 157–168.
15. Properties of plasma-sprayed coatings treated by laser radiation / A. A. Alfintseva, A. V. Paustovskii, E. K. Fen [et al.] // Powder Metallurgy and Metal Ceramics. – 1998. – Vol. 37, No. 9–10. – P. 483–486.
16. Девойно, О. Г. Исследование износостойких покрытий из диффузионно-легированной аустенитной стали, полученных плазменным напылением и последующей лазерной обработкой = Investigation on Wear-Resistant Coatings from Diffusion-Alloyed Austenitic Steel Obtained by Plasma Spraying and Subsequent Laser Processing / О. Г. Девойно, А. Ф. Пантелеев // Наука и техника. – 2017. – № 3. – С. 249–255.
17. Wear resistance of reactive plasma sprayed and laser remelted TiB₂–TiC_{0.3}N_{0.7} based composite coatings against medium carbon steel / Z. Mao, J. Wang, B. Sun [et al.] // Applied Surface Science. – 2011. – Vol. 257, no. 7. – P. 2610–2616.
18. Лазерная модификация плазменнонанесенных покрытий / В. Д. Шелягин, В. Ю. Хаскин, А. П. Грищенко [и др.] // Автоматическая сварка. – 2011. – № 10. – С. 40–44.
19. The Effect of Laser Beam Processing on the Properties of WC-Co Coatings Deposited on Steel / N. Radek, J. Konstanty, J. Pietraszek [et al.] // Materials. – 2021. – Vol. 14, № 3. – Art. 538. – DOI: 10.3390/ma14030538.
20. Effect of laser melting on plasma sprayed WC-12 wt.%Co coatings / M. Afzal, M. A. Rafiq, M. S. Anwar [et al.] // Wear. – 2015. – Vol. 330–331. – P. 448–455. – DOI: 10.1016/j.wear.2014.12.037.
21. Pulsed laser remelting supersonic plasma sprayed Cr₃C₂–NiCr coatings for regulating microstructure, hardness and corrosion properties / K. Chong, Y. Zou, D. Wu [et al.] // Surface and Coatings Technology. – 2021. – Vol. 418. – Art. 127258. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2021.127258.
22. Упрочнение покрытия плазменного напыления дисперсной дополнительной фазой карбида титана / Г. И. Трифонов, Н. А. Пеньков, А. А. Дерканосова [и др.] // Вестник ВГУИТ. – 2022. – Т. 84, № 3. – С. 191–197. – DOI:10.20914/2310-1202-2022-3-191-197.
23. Микроструктура карбида бора, полученного вакуумным плазменным напылением / Х. Р. Салимиджази, Т. В. Койл, Дж. Мостахими [и др.] // Journal of Thermal Spray Technology. – 2005. – Т. 14, № 3. – С. 367–374. – DOI: 10.1361/10599630524458.
24. Observations of nanocrystalline cubic boron nitride formed with plasma spraying / K. Madhav Reddy, C. Hwang, M. Ornek [et al.] // Acta Materialia. – 2016. – Vol. 116. – P. 155–165. – DOI: 10.1016/j.actamat.2016.06.038.
25. Наноструктурное покрытие : патент № 2515733 / И. М. Трегубов, Ю. Е. Калинин, А. В. Ситников [и др.]. : заявитель и патентообладатель Федеральная служба по интеллектуальной собственности. // Федеральный институт промышленной собственности. – 2014. – № 14 (1038). – [б. с.].

Поступила 05.03.2026

Кардаполова М. А., Криуша С. М., Дьяченко О. В.

ВОЗМОЖНОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ СЛОЕВ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ МЕТОДОМ НАНЕСЕНИЯ ОБМАЗОК ЛЕГИРУЮЩИХ КОМПОНЕНТОВ С ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКОЙ

Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь

В статье рассмотрен анализ возможностей формирования наноструктурированных поверхностных слоев на конструкционных сталях методом лазерного легирования из обмазок. Произведен обзор и систематизация литературных и патентных данных по составам обмазок (В, Cr, W, Si, Ti, С) и режимам лазерной обработки. Установлено, что применение многокомпонентных обмазок с последующим лазерным легированием позволяет формировать слои с микротвердостью 800–1200 HV, повышать износостойкость в 5–10 раз и усталостную прочность на 20–30%. Выявлены составы, снижающие трещинообразование за счет формирования эвтектических структур. Технология позволяет использовать недорогие конструкционные стали для изготовления и восстановления деталей, работающих в условиях абразивного износа и циклических нагрузок, что экономически целесообразно в машиностроении и смежных отраслях.

Введение. Технологии получения наноструктурированного покрытий с варьируемыми физико-механическими свойствами и заданными эксплуатационными характеристиками является востребованными, но в то же время наименее изученными. Наноструктурированное покрытие характеризуется наличием структурных элементов (зерен, волокон, фаз) размером от 1 до 100 нанометров. Именно этот размерный диапазон оказывает значительное влияние на механические и физические свойства покрытия. Благодаря квантовым и межфазным эффектам наноструктуры обеспечивают повышенную твердость, износостойкость, коррозионную устойчивость, что делает их важными для различных отраслей машиностроения [1]. Наноструктурированные покрытия используются для защиты поверхностей от коррозии и износа, а также для повышения долговечности изделий [2].

К существующим типам наноструктурированного покрытия, различающихся по составу, структуре и способам формирования можно отнести металлические нанопокрывтия. В таких покрытиях тонкие слои металлов с нанокристаллической структурой, обеспечивающие высокую прочность и электропроводность. Выбор конкретного типа покрытия

определяется требованиями к эксплуатации, материалу основы и условиям окружающей среды [3].

Принцип действия наноструктурированных покрытий основан на нескольких ключевых моментах:

- уменьшение размера зерен: увеличение границ зерен способствует замедлению движения дислокаций, что повышает прочность покрытия.
- изменение микроструктуры: внедрение наноструктурированных фаз улучшает связность материала и препятствует развитию дефектов.
- композиционные эффекты: многокомпонентные покрытия могут сочетать в себе лучшие свойства всех составляющих элементов.

В результате наносимые нанопокрывтия формируют твердый и износостойкий барьер, который значительно увеличивает долговечность изделия.

Формирование наноструктурированного слоя может осуществляться различными методами. Рассмотрим возможности создания наноструктурированных покрытий методом лазерного легирования из обмазок.

К существенным преимуществам лазерного легирования можно отнести следующее:

- минимальные потери легирующих элементов, так как весь материал обмазки вовлекается в процесс формирования ванны расплава, в отличие от газопорошковой подачи, где значительная часть порошка может отражаться от поверхности либо уноситься потоком газа;
- легирующая обмазка обеспечивает строго дозированное количество элементов на единицу площади, что гарантирует однородность химического состава по длине шва;
- отпадает необходимость использования газотермического напыления;
- возможность введения в обмазку трудно дисперсируемых порошков из-за формы и плотности;

Создание современных перспективных материалов конструкционного назначения путем обработки концентрированными потоками энергии, позволяющие формировать оптимальные структурно-фазовые состояния в поверхностных слоях. Получение высоких эксплуатационных свойств изделий достигается путем образования многофазных поверхностных слоев с нано- и субмикроструктурной структурой при облучении ее импульсным интенсивным электронным пучком. Результаты исследований поверхностного слоя стали, демонстрируют формирование нанофазной структуры в ходе комплексной обработки [4].

Применение легирующих обмазок в сочетании с лазерной обработкой является экономически выгодным способом упрочнения. Такое покрытие по физико-механическим и эксплуатационным характеристикам не уступает использованию дорогих порошковых материалов.

При выборе составов легирующих компонентов учитывают влияние этих компонентов на образование высокотвердых соединений, на

смачиваемость, на способность препятствовать трещинообразованию и пористости, метастабильности твердого раствора.

Применение различных составов обмазок позволяет целенаправленно менять свойства поверхности конструкционных сталей:

- наиболее значимый эффект от легирования карбидообразующими элементами (W , Cr , V , B) позволяет повысить микротвердость поверхности в 2–4 раза (до 800–1 200 HV). Износостойкость при абразивном изнашивании возрастает в 5–10 раз по сравнению с незакаленной сталью и в 2–3 раза по сравнению с традиционно закаленной.

- введение хрома (более 12 %) и никеля в поверхностный слой позволяет перевести обычную углеродистую сталь в класс нержавеющей непосредственно в зоне обработки. Это экономически выгодно для восстановления деталей, работающих в агрессивных средах.

Правильно подобранный режим легирования может увеличить предел выносливости детали на 20–30 %.

- легирование алюминием и кремнием создает на поверхности оксидные пленки, устойчивые к высокотемпературному окислению, что актуально для деталей двигателей и печного оборудования.

Рассмотрим применение уже известных составов обмазок для комплексного лазерного легирования деталей из конструкционной стали.

В работе [5] на сталь 20 наносили самофлюсующийся сплав ПГ-СЗ-3, наносили обмазку B , Cr_2O_3 , Si с последующей лазерной обработкой. В процессе легирования образующийся хром реагировал с бором, образуя в присутствии кремния легированные бориды Cr (B_xSi_y), Cr_2 (B_xSi_y), обладающие по сравнению с простыми боридами повышенной прочностью, что привело к повышению износостойкости сплава в 1,5...1,7 раза и снижение шероховатости оплавленной поверхности в 1,5...1,8 раза за счет получения мелкодисперсной наноструктурированной поверхности.

В работе [6] для испытания на износостойкость деталей из стали 45 с защитным покрытием из самофлюсующегося сплава ПН70Х17СЗРЗ (B , W) была взята обмазка из аморфного бора 30–35 % и вольфрама 65–70 % с последующим лазерной обработкой. Использование такого состава обмазки было выбрано с целью повышения износостойкости покрытия за счет легирования γ -раствора никеля вольфрама. Рентгеноструктурный анализ показал, что изменились параметры решетки. Таким образом можно предположить, что в твердый раствор γ -Ni входит 3 % (ат.) вольфрама, что увеличивает микротвердость γ -Ni от 5,0 до 8,3 ГПа. Уменьшение трещинообразования может происходить за счет образования дополнительного количества эвтектики γ -Ni + Ni_3B . Легкоплавкая эвтектика, свободно перемещаясь между дендритами никеля, убирает зарождающиеся трещины, которые возникают в связи с низкой теплопроводностью. Уменьшение количества бора ниже предложенного приводит к образованию только до-

полнительного количества эвтектики $\gamma\text{-Ni} + \text{Ni}_3\text{B}$ без образования борокарбида. Таким образом, исследования показали, что при увеличении количества бора выше предлагаемого образовывалась эвтектика и большое количество Ni_3B , что снижает эксплуатационные свойства покрытия. При увеличении количества вольфрама в обмазке выше предлагаемого происходило охрупчивание сплава, так как сплав оставался непроплавленным [8].

В работе [7] на сталь 20 для повышения абразивной износостойкости и усталостной прочности перед борированием на поверхность наносили слой абразивного порошка аморфного бора толщиной 0,05–0,12 мм с дальнейшим воздействием лучом непрерывного лазера. После лазерной обработки образцы выдерживали в борирующей смеси при 900 градусов. В качестве смеси использовали состав 60 % карбида бора, 35 % железной окалины, 5 % фтористого натрия. Таким образом, при высокотемпературной выдержке в результате протекания диффузионных процессов формировался сплошной боридный слой за счет высокой концентрации бора на поверхности.

В работе [8] для лазерного легирования низкоуглеродистых стальных изделий была взята обмазка из карбида бора 25–35 % и хромосодержащего вещества (окись хрома) 65–75 %. Образовавшийся поверхностный слой, состоял из карбидных и боридных фаз, равномерно расположенных в легированном твердом растворе. Структура легированного слоя после лазерной обработки состояла из α -твердого раствора хрома и бора в железе с включением боридов $(\text{Cr}, \text{Fe})_2\text{B}$ и $(\text{Cr}, \text{Fe})\text{B}$ и вторичных карбидов. Таким образом, введение хрома и бора необходимо для образования в легированном слое хромов боридов железа. Содержании окиси хрома в обмазке менее 65 % не обеспечило получение высокой твердости упрочненного слоя, а при содержании более 75 % также не привело к увеличению твердости и оказало отрицательное влияние на формирование легированного слоя в результате выделения свободного кислорода при разложении окиси хрома, появлению пор в легированном слое. Предложенный состав обмазки позволил повысить износостойкость поверхности деталей в 1,1–1,4 раза.

В работе [9] было предложено упрочнить поверхность деталей из конструкционных сталей многократным последовательным нанесением на обрабатываемую поверхность легирующей обмазки на основе аморфного бора и хрома, с последующим нагревом луча непрерывного лазера. При каждом последующем проходе мощность лазерного излучения уменьшали в $n/(n-1)$ раз, где n – общее количество проходов. Данный способ позволил увеличить усталостную прочность обрабатываемого поверхностного слоя. Толщина обмазки составляла 0,08–0,10 мм. Таким образом, полученные результаты показали, что данной способ упрочнения деталей из конструкционных сталей позволяет увеличить усталостную прочность в 1,2–1,5 раза по сравнению с полученными данными способов-прототипов.

В работе [10] для повышения микротвердости и динамической прочности упрочненного поверхностного был предложен состав обмазки, где соотношение компонентов - диоксид титана 55–65 %, борный ангидрид

34–42 % и углерод 1–3 %. Предложенный состав обмазки в такой комбинации в условиях лазерной обработки обеспечивает мгновенное расплавление и разложение окислов до атомарного титана и бора, соединение их в бориды титана и внедрение в стальную матрицу. Введение в предлагаемый состав дополнительно небольшого количества углерода способствовало восстановлению активных атомов титана и бора и синтезу карбоборидов титана, которые в смеси с боридами титана обеспечили высокие эксплуатационные свойства поверхностному слою.

Предложен состав для лазерного легирования стальных изделий в работе [11] состоящий из окиси хрома (Cr_2O_3), карбидов бора (B_4C) и ферросилиция ($FeSi$). Введение данного состава обеспечило высокую степень упрочнения обработанной поверхности за счет повышения поверхностной микротвердости и глубины модифицированного слоя. Однако было выявлено неравномерность изменения микротвердости упрочненного слоя по глубине и неоднородность слоя по площади обрабатываемой поверхности. Такие недостатки приводят к невысоким показателям износостойкости упрочненной поверхности в условиях много циклового контактного нагружения.

В работе [12] для упрочнения деталей из конструкционной стали был предложен состав обмазки из следующих компонентов: углерода (C) 8–16 %, окись хрома (Cr_2O_3) 25–35 %, в качестве борсодержащего вещества борный ангидрид (B_2O_3) – остальное. В данном составе основным упрочняющим компонентом является борный ангидрид, который в условиях лазерной обработки взаимодействует с железом и хромом, образуя бориды, обладающие высокой объемной прочностью и твердостью. Было отмечено, что окись хрома взаимодействуя при высокой температуре с бором, образует прочные и твердые бориды которые значительно повышают трещиностойкость. При содержании в обмазке окиси хрома менее 25 % приводило к интенсивному трещинообразованию. Это объясняется образованием большой доли хрупких боридов. Увеличении массовой доли в обмазке окиси хрома более 35 % приводило к значительному снижению степени упрочнения в связи с существенным уменьшением юорного ангидрида. Авторами было отмечено на слабое влияние углерода на эффект упрочнения содержанием в составе менее 8 %. Такая концентрация углерода в зоне лазерного воздействия не достаточна для активизации процесса образования карбидов хрома. При увеличении содержания углерода свыше 16 % приводило к интенсивному выгоранию обмазки и неравномерному изменению глубины упрочненного слоя.

В работе [13] для легирования стальных деталей была предложена обмазка состоящая из окиси хрома 30–40 %, марганца 5–15 %, молибдена 15–25 %, кремния 5–15 %, карбид бора 20–30%. После лазерной обработки в твердом растворе были видны равномерно распределенные бориды железа, легированные хромом и молибденом. Добавление в обмазку марганца

и кремния способствовало восстановлению хрома из окисла и таким образом повлияло на упрочнение покрытия, молибден в упрочненном слое обеспечил образование вторичных карбидных фаз.

Заключение. Формирование наноструктурированных поверхностных слоев является ресурсосберегающим решением при упрочнении деталей машин из конструкционных сталей. Лазерное легирование конструкционных сталей из обмазок представляет собой мощный инструмент инженерии поверхностных слоев. Такая технология позволяет трансформировать дешевые и доступные марки сталей в материалы с высокими эксплуатационными характеристиками прямо в зоне контакта с рабочей средой.

Литературный обзор показывает, что оптимальные составы легирующих обмазок из B 30–35 % + W 65–70 % или Cr_2O_3 65–75 % + B_4C 25–35 % при плотности мощности 50–80 МВт/м² обеспечивают формирование наноструктурированного поверхностного слоя толщиной 0,4–0,65 мм и размером зерна 20–80 нм. Значение микротвердости достигает 800–1 200 НВ и повышение износостойкости в 5–10 раз.

Упрочнение поверхностного слоя обусловлено эвтектическим модифицированием, которое влияет на снижение образования трещин. Таким образом, отклонение от оптимальных значений концентрации состава, ведет к охрупчиванию или пористости покрытия, поэтому требуется строгий контроль состава обмазки и режимов лазерной обработки.

Экономическая эффективность за счет экономии дорогих легирующих элементов, отсутствия необходимости в объемной термообработке делает такую технологию одной из ключевых при решении задач импортозамещения, а также ремонта, восстановления ответственных узлов машин, способствуя продлению ресурсов оборудования и снижению материалоемкости производства.

ЛИТЕРАТУРА

1. Белова, С. А. Формирование структуры поверхностных слоев сталей при лазерном легировании / С. А. Белова, М. С. Калашникова, В. С. Постников // Вестник ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение. – 2010. – № 2. – С. 93–104.
2. Нанотехнологии. Часть 11. Нанослой, нанопокрывтие, нанопленка. Термины и определения : ГОСТ Р 58039-2017/ ISO/TS 80004-11:2017. – Введ. 26.12.2017. – М. : Стандартинформ, 2018. – 12 с.
3. Наноструктурированные покрытия для повышения прочности и долговечности материалов // Greenline-tools.ru. – URL: <https://greenline-tools.ru/nanostrukturirovannye-pokrytiya-dlya-povysheniya-prochnosti-i-dolgovechnosti-materialov/> (дата обращения: 25.03.2026).
4. Наноструктурирование поверхностного слоя стали: комплексный подход // Echemistry. – URL: <https://echemistry.ru/literatura/stati/nanostrukturirovanie-poverhnostnogo-sloya-stali-kompleksnyj-podhod.html/> (дата обращения: 27.03.2026)
5. Авторское свидетельство SU 1436531, МПК4 C23 C12/02. Состав обмазки для комплексного лазерного легирования стальных деталей : заявлено 05.01.1987 : опубл. 08.07.1988 / Чачин В. Н., Кардаполова М. А., Девойно О. Г., Головаченко А. Ф., Кардаполова Г. В. – 3 с.

6. Авторское свидетельство SU 1616013, МПК4 C23 C8/04. Способ восстановления изношенных поверхностей : заявлено 23.05.1989 : опубл. 22.08.1990 / Кардаполова М. А., Девойно О. Г., Спиридонов Н. В., Головаченко А. Ф. – 3 с.
7. Авторское свидетельство SU 1351158, МПК4 C23 C8/70. Способ восстановления изношенных поверхностей : заявлено 28.10.1988 : опубл. 08.07.1987 / Девойно О. Г., Кардаполова М. А., Траймак Н. С., Спиридонов Н. В. – 4 с.
8. Авторское свидетельство SU 1598485, МПК4 C23 C26/00. Порошковый состав для лазерного легирования стальных изделий : заявлено 26.12.1988 : опубл. 08.06.1990 / Девойно О. Г., Чачин В. Н., Головаченко А. Ф., Кардаполова М. А. – 3 с.
9. Авторское свидетельство SU 1600376, МПК4 C23 C12/00. Способ лазерной химико-термической обработки стальных изделий : заявлено 17.1.1988 : опубл. 15.06.1990 / Девойно О. Г., Кардаполова М. А., Головаченко А. Ф. – 3 с.
10. Авторское свидетельство SU 1468962, МПК4 C23 C8/52. Состав для лазерного легирования : заявлено 12.05.1987 : опубл. 30.03.1989 / Колесников Ю. В., Инютин В. П. – 5 с.
11. Авторское свидетельство 1607433 СССР, МКИ C23C 12/02. Состав для борохромирования стальных деталей при лазерном нагреве / Говоров И. В., Колесников Ю. В., Жостик Ю. В. – 4 с.
12. Патент RU 2345174, МПК C23 C12/00. Состав для поверхностного лазерного упрочнения деталей из конструкционных сталей : заявлено 12.07.2007 : опубл. 27.01.2009 / Говоров И. В., Семенцев А. М., Чемодуров А. Н. – 5 с.
13. Авторское свидетельство SU 1405353, МПК4 C23 C10/52. Состав для лазерного легирования : заявлено 18.08.1986 : опубл. 22.02.1988 / Чачин В. Н., Головаченко А. Ф., Траймак Н. С., Девойно О. Г. – 4 с.

Поступила 05.03.2026

УДК 621.793.72:533

Касач Ю. И. Данилович В. С.

**ОПТИМИЗАЦИЯ ФАЗОВОГО СОСТАВА И ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ
ХАРАКТЕРИСТИК АНТИФРИКЦИОННЫХ СЛОЕВ НА ОСНОВЕ
БРОНЗЫ БРА7Н6Ф–КАРБИД,
МОДИФИЦИРОВАННЫХ ТУГОПЛАВКИМИ
КАРБИДАМИ В ПРОЦЕССЕ ЛАЗЕРНОГО ОПЛАВЛЕНИЯ**

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

В данной работе исследуются механизмы формирования антифрикционных слоев на основе бронзы БРА7Н6Ф, нанесенных на сталь 45 гибридным методом, сочетающим предварительное газопламенное нанесение покрытия с последующим лазерным оплавлением с использованием обмазок [4]. Такое сочетание технологий позволяет не только сформировать слой требуемой толщины, но и обеспечить его высокую плотность и металлургическую связь с основой за счет концентрированного потока энергии [1]. Проведен сравнительный анализ влияния концентрации карбидов вольфрама (WC), титана

(TiC) и хрома (Cr_3C_2) на микроструктуру и износостойкость покрытий. Определены оптимальные технологические режимы лазерного оплавления, обеспечивающие высокую сплошность и минимизацию диссоциации упрочняющих фаз. Предложена математическая модель для расчета рационального соотношения компонентов механической смеси с учетом плотности частиц и их растворимости. Установлено, что синергия выбранных карбидов позволяет реализовать комплексный механизм защиты, сочетающий адгезионную стойкость, сопротивление абразивному микрорезанию и развитие окислительного износа с образованием антифрикционных пленок.

Введение. Актуальные задачи повышения эксплуатационного ресурса узлов трения диктуют необходимость поиска новых технологических решений, способных обеспечить долговечность оборудования в условиях экстремальных контактных нагрузок. Для таких ответственных деталей машиностроения, как вкладыши подшипников скольжения, тяжелонагруженные втулки, червячные колеса и элементы запорной арматуры, критически важно формирование поверхностных слоев, обладающих одновременно низким коэффициентом трения и высокой несущей способностью. Традиционная конструкционная сталь 45, широко применяемая для изготовления данных узлов, нуждается в эффективном модифицировании, которое может быть реализовано гибридным методом с использованием композиционных смесей. В качестве фундаментальной основы таких покрытий выступает порошок алюминиево-никелевой бронзы БрА7Н6Ф, которая благодаря содержанию алюминия обеспечивает коррозионную стойкость, а наличие никеля гарантирует прочную металлургическую связь с подложкой и надежное удержание упрочняющих частиц. Введение в состав бронзовой матрицы различных карбидных фаз позволяет целенаправленно управлять механизмами износа. Выбор карбидов WC , TiC , Cr_3C_2 продиктован их различным влиянием на механику износа. Так, система бронза – WC (карбид вольфрама) за счет исключительной твердости наполнителя формирует жесткий каркас, эффективно противостоящий абразивному микрорезанию. Применение карбида титана в системе бронза – TiC способствует равномерному распределению фаз и предотвращает адгезионное схватывание поверхностей, в то время как добавление карбида хрома (Cr_3C_2) активирует механизмы окислительного износа, при которых продукты диссоциации карбида насыщают матрицу хромом и способствуют образованию защитных антифрикционных пленок.

Интеграция гибридной технологии, сочетающей предварительное газопламенное напыление и последующее лазерное оплавление легирующей обмазки, позволяет целенаправленно управлять триботехническими характеристиками системы. Использование спиртового раствора клея БФ-6 в качестве связующего компонента обмазки обеспечивает надежную фиксацию карбидных частиц на поверхности напыленного слоя и их равномерное распределение в зоне термического воздействия. В процессе лазерного переплава клеевая основа полностью удаляется, не внося посторонних примесей в структуру

формируемого композита. Данный подход позволяет сформировать на стали 45 плотный гетерогенный слой с высокой адгезионной прочностью, который эффективно противодействует абразивному и адгезионному износу в условиях дефицита смазочного материала. Применение клеевых обмазок в сочетании с предварительным газотермическим подслоем является рациональным методом синтеза износостойких поверхностей, обеспечивающим стабильность геометрических параметров и фазового состава покрытия.

Важнейшим этапом технологического цикла является подготовка и нанесение легирующих обмазок, состав которых должен адаптироваться под специфику выбранного карбида. Для тяжелых и термически стабильных порошков WC и Cr_3C_2 оптимально использование спиртового раствора клея БФ-6, который обеспечивает надежную фиксацию слоя и беспрепятственно удаляется при лазерном воздействии. В случае использования легкого порошка TiC , склонного к разбрызгиванию под давлением защитных газов, более предпочтительны вязкие связующие, такие как водный раствор жидкого стекла или нитроцеллюлозный лак, создающие плотную полимерную корку, удерживающую частицы в зоне плавления. Интеграция данных материаловедческих решений с современными экологичными стратегиями смазки, включая методы электростатического распыления (EL – Electrostatic spraying), открывает возможности для создания трибосистем нового поколения с прогнозируемыми свойствами и минимальным воздействием на окружающую среду [3].

На основании вышеизложенного, основной целью настоящей работы является комплексный сравнительный анализ микроструктуры и триботехнических характеристик композиционных покрытий на базе бронзы БрА7Н6Ф, полученных методом высокоскоростной лазерной наплавки на стальной подложке, а также теоретическое обоснование и выбор оптимального процентного содержания карбидов вольфрама, титана и хрома для обеспечения стабильной работы узлов трения в условиях адгезионного, абразивного и окислительного изнашивания.

Материалы и методика планируемого эксперимента. Методология планируемого эксперимента базируется на комплексном подходе к формированию композиционных слоев, где в качестве основы для модифицирования выбрана конструкционная сталь 45, химический состав которой, включающий 0,42–0,50 % углерода, предопределяет специфику структурно-фазовых превращений в зоне термического влияния при высококонцентрированном энергетическом воздействии. Матричным материалом выступает порошок алюминиево-никелевой бронзы БрА7Н6Ф, подробный химический состав которой представлен в табл. 1, 2.

Таблица 1 – Химический состав БрА7Н6Ф

Элемент	<i>Al</i>	<i>Ni</i>	<i>P</i>	<i>Cu</i>
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

Легирование алюминиевой матрицы обеспечивает пассивацию поверхности, что в условиях высокоэнергетического лазерного воздействия приобретает критическое значение для формирования защитных свойств покрытия. Под пассивацией понимается переход металла в термодинамически устойчивое состояние за счет мгновенного образования на границе раздела фаз тонкой, но химически инертной и плотной оксидной пленки Al_2O_3 . Этот наноразмерный барьер эффективно изолирует нижележащие слои бронзовой матрицы от прямого взаимодействия с агрессивной внешней средой и кислородом, предотвращая развитие процессов коррозии и неконтролируемого окисления меди при нагреве в зоне контакта. В процессе эксплуатации пассивный слой выполняет роль разделительного экрана, минимизируя прямой контакт «металл-металл» между покрытием и контртелом, что существенно снижает вероятность возникновения микросхватываний и развития адгезионного износа. Важной особенностью систем на основе БрА7Н6Ф является способность к самозалечиванию: при случайном механическом повреждении поверхности в ходе трения свободные атомы алюминия мгновенно взаимодействуют с кислородом, восстанавливая сплошность пассивирующей пленки. Данный механизм синергетически дополняется введением никеля, который упрочняет твердый раствор и повышает температурный порог стабильности оксидного слоя.

Упрочняющая фаза планируемых покрытий представлена тремя типами карбидов промышленной чистоты: карбидом вольфрама (WC) плотностью 15,6 г/см³ для противодействия абразивному микрорезанию; карбидом титана (TiC) плотностью 4,93 г/см³ для предотвращения адгезионного схватывания; карбидом хрома (Cr_3C_2) плотностью 6,68 г/см³ для стимуляции окислительного износа. Подготовка легирующих составов предполагает создание механических смесей, наносимых на подложку в виде обмазок с контролируемой толщиной $0,8 \pm 0,1$ мм, причем выбор связующего компонента адаптирован под плотность наполнителя: для тяжелых фракций WC и Cr_3C_2 планируется использование спиртового раствора клея БФ-6, тогда как для легкого TiC предусмотрено применение нитроцеллюлозного лака. Основные технологические параметры процесса лазерного оплавления, которые будут варьироваться в ходе планируемых исследований, сведены в следующую таблицу [1].

Таблица 3 – Планируемые параметры и режимы лазерной наплавки для различных систем

Параметр	БрА7Н6Ф + WC	БрА7Н6Ф + TiC	БрА7Н6Ф + Cr_3C_2
Мощность (P), кВт	2,4	2,0	2,2
Скорость (V), мм/с	8	12	10
Диаметр пятна (D), мм	3,0	3,5	3,0
Линейная плотность мощности (P/D), Вт/мм	500–700	450–650	320–440

Выбранные параметры высокоскоростной лазерной наплавки формируют базовый технологический каркас для синтеза композиционных слоев на стали 45. Эти опорные режимы будут подвергнуты прецизионной корректировке в ходе эксперимента, исходя из физико-химической специфики каждого вида карбида (WC , TiC , Cr_3C_2) и его расчетной массовой доли в легирующей обмазке.

Теоретическое обоснование и прогностическая математическая модель выбора состава. В данном разделе приведен расчет параметров для выбора концентрации фаз. Основным расчетным критерием является линейная плотность мощности (P/D), которая определяет интенсивность нагрева наплавленного валика. Этот параметр позволяет контролировать степень растворения карбидов.

Математическая зависимость между интенсивностью излучения и коэффициентом η позволяет прогнозировать фазовый состав покрытия. Установлено, что при значениях плотности мощности выше 800 Вт/мм происходит полная диссоциация упрочняющих частиц. Использование диапазона 320–700 Вт/мм обеспечивает расплавление матрицы и сохранение структуры композита. Таким образом, введение данного параметра в расчетную схему позволяет теоретически обосновать переход от макропараметров установки (мощность, диаметр пятна) к микроструктурным характеристикам синтезируемых слоев.

К лучевым расчетным параметром модели является объемная доля упрочняющей фазы (V_c), определяющая итоговую твердость и износостойкость. Пересчет массовых долей компонентов (W_c) в процентах по массе осуществляется по следующей зависимости:

$$W_c = \frac{V_c \cdot \rho_c}{V_c \cdot \rho_c + (1 - V_c) \cdot \rho_m} \cdot 100 \%, \quad (1)$$

где ρ_c – плотность соответствующего карбида (15,6 г/см³ для WC , 4,93 г/см³ для TiC или 6,68 г/см³ для Cr_3C_2), а ρ_m – плотность бронзовой матрицы (~7,6 г/см³). Расчет показывает, что при одинаковой целевой объемной доле

в 20 %, фактическая массовая доля карбида вольфрама должна быть почти в три раза выше, чем для карбида титана, что необходимо учитывать при дозировании компонентов обмазки.

Важнейшим прогностическим параметром является ожидаемая твердость покрытия (H_{eff}), расчет которой ведется с учетом коэффициента термической диссоциации карбидов (η), зависящего от ранее определенного удельного энерговклада [7]:

$$H_{eff} = H_m \cdot (1 - V_c \cdot \eta) + H_c \cdot V_c \cdot (1 - \eta) \quad (2)$$

где H_m и H_c – микротвердость матрицы и карбида соответственно. Для метода HSLC значение η принимается в диапазоне 0,05–0,15, что позволяет сохранить дискретные частицы упрочнителя практически в исходном виде. На основании данной модели для каждой из трех систем определены расчетные пропорции механических смесей. Сводные данные планируемых составов и прогнозные значения твердости представлены в табл. 4.

Интеграция данных расчетов с параметрами системы электростатической смазки (EL) позволяет спрогнозировать динамику коэффициента трения. В предложенной модели, микрорельеф будет выступать в роли маслоудерживающих лунок, которые должны сократить износ на 25–30 % в сравнении с трением без смазки. Таким образом удельный энерговклад и концентрация фаз будут определяющими параметрами для дальнейшей экспериментальной проверки.

Таблица 4 – Расчетные параметры составов механических смесей для планируемого эксперимента

Система	Состав №	Объемная доля карбида (V_c), %	Массовая доля в обмазке (W_c), %	Прогноз твердости (H_{eff}), HV	Функциональный профиль эксплуатационных свойств
БрА7Н6Ф + WC	1.1 / 1.2 / 1.3	10 / 20 / 30	18 / 34 / 47	350 / 480 / 620	Высокая сопротивляемость интенсивному абразивному изнашиванию и микрорезанию
БрА7Н6Ф + TiC	2.1 / 2.2 / 2.3	10 / 20 / 30	7 / 14 / 22	410 / 540 / 680	Повышенная адгезионная связность и стабильность антифрикционных параметров
БрА7Н6Ф + Cr ₃ C ₂	3.1 / 3.2 / 3.3	10 / 20 / 30	9 / 18 / 28	320 / 440 / 510	Стабильность коэффициента трения за счет формирования термически устойчивых оксидных барьеров

Для практической реализации разработанной модели необходимо учитывать закономерности изменения параметров лазерного легирования в зависимости от концентрации упрочняющей фазы. При увеличении массовой доли карбидов (W_c) изменяются теплофизические свойства обмазки, что требует настройки

параметров лазера. Рост содержания тугоплавких частиц повышает температуру плавления смеси. Для составов с объемным наполнением 30 % необходимо увеличение плотности энергии. Это реализуется уменьшением диаметра пятна (D) на 10–15 % при сохранении расчетной мощности. Такая настройка обеспечивает провар слоя и металлургическую связь с подложкой из стали 45 без перегрева карбидных частиц». Такая стратегия «энергетической компенсации» позволяет сохранить коэффициент диссоциации η на минимальном уровне (0,05–0,15), предотвращая перегрев и растворение упрочнителей. Для каждого из девяти составов подбирают свои значения диаметра пятна и скорости сканирования. Это позволяет обойти проблему смачиваемости, получить бездефектные слои с нужными эксплуатационными свойствами и тем самым создать базу для проверки теоретических выкладок в реальном эксперименте.

Выводы. В представленной работе проведено теоретическое обоснование и разработана методология получения износостойких композиционных покрытий на стали 45 гибридным методом. На основании выполненных исследований можно сформулировать следующие основные выводы:

1. Применение системы «бронза БрА7Н6Ф – карбид», обеспечивает формирование гетерогенной структуры, состоящей из пластичной матрицы и твердых включений WC , TiC , Cr_3C_2 . Режимы высокоскоростной обработки позволяют сохранить морфологию карбидных частиц за счет ограничения времени термического цикла.

2. Установлено, что линейная плотность мощности (P/D) является основным параметром, определяющим фазовый состав при гибридной обработке (напыление и оплавление). Рациональный диапазон значений P/D составляет 320–700 Вт/мм. В данных пределах коэффициент диссоциации карбидов η не превышает 0,05–0,15.

3. Предложена математическая модель для расчета твердости (H_{eff}) и массового содержания компонентов в обмазках. Модель учитывает плотность фаз и их термическую стабильность при воздействии лазера.

4. Сочетание лазерного легирования и электростатической смазки (EL) позволяет снизить коэффициент трения на 25–30 %. Это достигается за счет создания микрорельефа, выполняющего функцию масляных карманов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Григорьянц, А. Г., Технологические процессы лазерной обработки : учеб. пособие для вузов. / А. Г. Григорьянц, И. Н. Шиганов, А. И. Мисюров – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. – 664 с.
2. Батырев, К. Ю. Лазерная наплавка композиционных покрытий на основе меди / К. Ю. Батырев // Сварочное производство. – 2012. – № 4. – С. 38–42.
3. Методы контроля и оценки эксплуатационных свойств смазочных материалов / Ю. Н. Безбородов, Б. И. Ковальский, Н. Н. Малышева [и др.]. – Красноярск: Сиб. федер. ун-т, 2012. – 358 с.
4. Zhong, M. Laser surface cladding: The state of the art and challenges / M. Zhong, W. Liu // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science. – 2010. – Vol. 224(5). – P. 1041–1060.

5. Lawrence, J. Advances in Laser Surface Conditioning for Engineering Materials. / J. Lawrence – Oxford: Woodhead Publishing, 2023. (Об актуальных методах HSLC). – 828 с.

6. Сулов, А. Г. Инженерия поверхностей деталей. – М. : Машиностроение, 2008. (О формировании микрорельефа) – [б. с.].

7. Recent progress in laser cladding of high-performance coatings / W. Yuan, S. Liwu, Yuxiang L. [et al.] // Journal of Materials Science & Technology. – 2021. – Vol. 67. – P. 178–199.

Поступила 26.03.2026

УДК 621.923.7

Королев А. Ю., Томило В. А., Нисс В. С.

**ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ ПЛОТНОСТИ ТОКА
И КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ
ЭЛЕКТРОЛИТНО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКЕ
В УСЛОВИЯХ ПОНИЖЕННОГО ДАВЛЕНИЯ**

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Выполнены исследования метода электролитно-плазменной обработки (ЭПО) в условиях пониженного давления среды. Установлено, что снижение давления среды обеспечивает устойчивый режим ЭПО при меньших температурах электролита и значительно расширяет диапазон регулирования плотности тока. Понижение давления приводит к уменьшению плотности тока до 2,5 раз при 70 °С и до 1,3 раз при 95 °С, что подтверждает ключевую роль процессов кипения в формировании парогазовой оболочки при ЭПО. Выполнение ЭПО при пониженном давлении среды позволяет исключить перегрев элементов изделий малого сечения из-за теплового действия тока, а также исключить возникновение прижогов, оплавление контактной поверхности и разрушение элементов изделий с малой жесткостью.

Введение. Существует ряд изделий, конструктивные особенности которых определяются малой площадью поперечного сечения и, как следствие, низкой механической жесткостью. К данному классу относятся, в частности, изделия медицинского назначения – эндоваскулярные имплантаты, формируемые плетением микропроволоки или лазерной резкой трубчатых заготовок (рис. 1). В производстве плетеных стентов используется микропроволока диаметром до 20 мкм, а минимальные размеры поперечного сечения ламелей стентов, изготовленных лазерной резкой, достигают 40×40 мкм [1; 2]. При этом общая длина их конструкций может составлять до 200 мм, что при малых поперечных размерах приводит к значительному снижению жесткости при относительно большой площади поверхности.

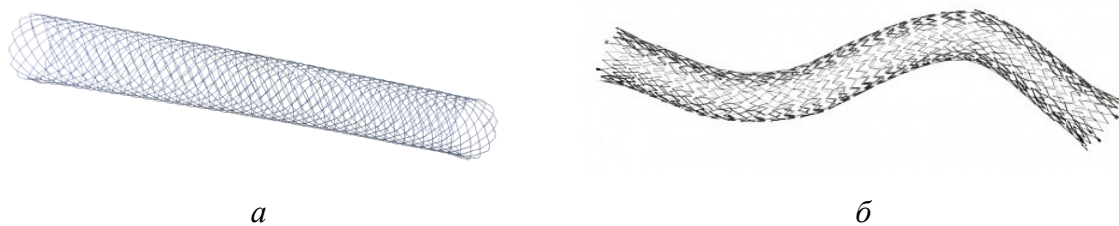


Рис. 1. Примеры изделий медицинского назначения с малым сечением и жесткостью:
а – стент, полученный плетением; *б* – стент, полученный лазерной резкой

При ЭПО таких изделий необходимо исключить разупрочнение материала, снижение упругих свойств, а также изменение микроструктуры и фазового состава. Особенно это важно применительно к изделиям из нитинола, для которых изменение фазового состояния материала может привести к потере эффекта сверхупругости и памяти формы [3; 4]. При малых размерах такие изделия имеют относительно большую площадь обрабатываемой поверхности, соответственно сила тока при их ЭПО принимает высокие значения. Кроме того, наличие острых кромок после лазерной резки и малые размеры поперечного сечения, обуславливают значительное повышение плотности тока по сравнению с обработкой изделий обычных размеров плоской и цилиндрической формы [5].

Ток большой величины, протекающий через элементы малого сечения, может вызывать их нагрев из-за теплового действия согласно закону Джоуля-Ленца. Нагрев приводит к окислению поверхности изделия, изменению структуры и свойств материала, оплавлению и разрушению. Кроме того, для подачи большого тока на изделие необходимо обеспечение надежного токоподвода. При монтаже на оснастку с необходимым для этого распорным усилием такие изделия деформируются. Поэтому другой проблемой, возникающей при обработке изделий с малой жесткостью, является появление прижогов, оплавление контактной поверхности и разрушение ламелей из-за плохого контакта оснастки с изделием.

В связи с этим актуальной задачей является разработка процессов финишной ЭПО, обеспечивающих высокое качество поверхности изделий малого сечения и жесткости при сохранении их исходных механических и структурных характеристик. Для изделий малого сечения и жесткости разработан метод ЭПО в условиях вакуумметрического давления. Уменьшение давления среды в процессе ЭПО приводит к изменению условий формирования парогазовой оболочки вокруг изделия, поскольку ее существование связано с пленочным кипением [6]. В результате уменьшения давления температура кипения электролита снижается, поэтому образование пара происходит интенсивнее, а его объем увеличивается. Соответственно увеличивается и толщина парогазовой оболочки вокруг изделия, а плотность тока уменьшается.

Такой подход к управлению плотностью тока путем понижения давления среды аналогичен схеме управления, которая реализуется при обработке в атмосферных условиях за счет изменения температуры электролита.

Однако, в условиях атмосферного давления поддержание температуры, максимально близкой к температуре кипения, требует больших энергетических затрат и дополнительных технических решений для снижения тепловых потерь. В то же время при пониженном давлении создаются условия для устойчивого пленочного кипения при относительно низкой температуре электролита, что позволяет максимально расширить диапазон управления плотностью тока и избежать затрат, связанных с дополнительным нагревом электролита и снижением тепловых потерь. Для практической реализации метода необходимо установить допустимые технологические параметры, позволяющие выполнять ЭПО в условиях вакуумметрического давления, а также закономерности, характеризующие влияние давления среды на плотность тока и качество формируемой поверхности.

Материалы и оборудование для исследований. Для исследования метода разработано и изготовлено специальное экспериментальное оборудование (рис. 2). Основными элементами оборудования являются рабочая камера 1 со встроенным датчиком температуры, вакуумный насос 2, бак для вакуумного насоса 3, вакуумметр 4 и источник питания с лабораторным автотрансформатором (на рисунке не показан). Объем рабочей камеры составляет 15 л. Для предварительного подогрева, а также для поддержания постоянной температуры электролита ко дну рабочей камеры крепится нагреватель 5. Герметизация камеры осуществляется с помощью крышки из фторопласта 6, в которую устанавливается резиновое уплотнительное кольцо. Для обеспечения токоподвода и закрепления образца используется подвеска 7. Образец крепится в зажиме, присоединенном к шпильке. Шпилька присоединяется к крышке через сквозное отверстие. К шпильке подключается клемма положительного полюса источника питания. Для барботирования электролита через регулируемый дроссель 8 в рабочую камеру поступает атмосферный воздух за счет разряжения. Трубка, в которой выполнен ряд отверстий, вваривается в нижнюю часть камеры. Применение дросселя обеспечивает возможность точной регулировки интенсивности барботирования.

Для создания вакуума в рабочей камере используется водокольцевой вакуумный насос НВВ-4,5. Насосы такого типа специально предназначены для откачки воздуха, газов, паров и парогазовых смесей. Подача воды для питания водяного кольца насоса осуществляется за счет самовсасывания (без напора). С целью отсекаания рабочей камеры при отключении насоса к всасывающей магистрали подключен нормально закрытый магнитный клапан. Открытие клапана происходит одновременно с включением насоса. Поддержание требуемого вакуумметрического давления в рабочей камере обеспечивается за счет вакуумметра 4, который служит одновременно задающим и сравнивающим устройством. При достижении заданного вакуумметрического давления микропереключатель вакуумметра через промежуточное реле отключает магнитный пускатель, обеспечивающий питание вакуумного насоса.

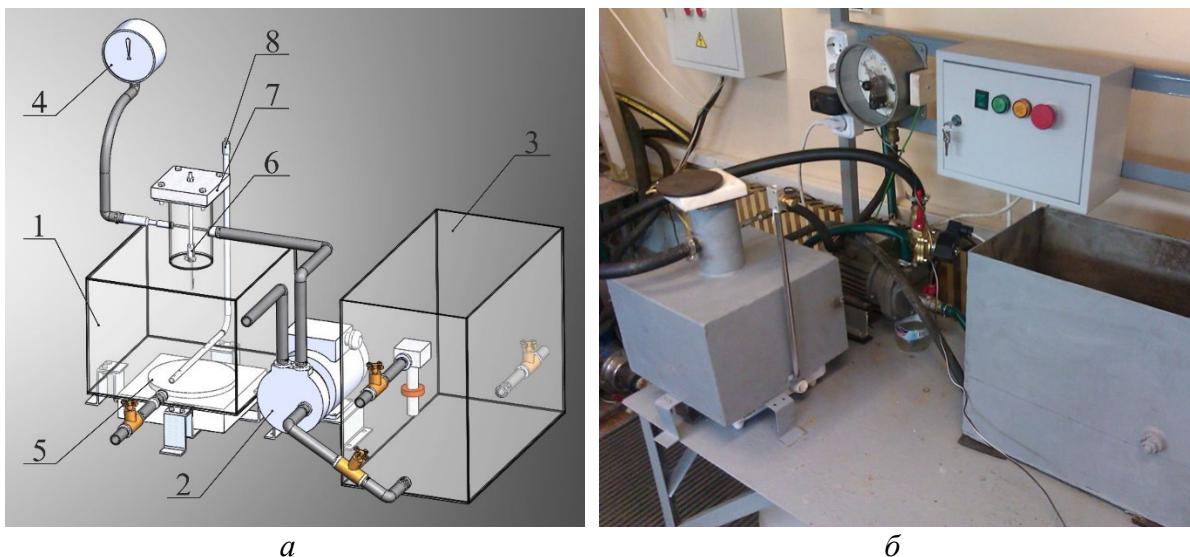


Рис. 2. Общий вид экспериментального оборудования для исследования процессов электролитно-плазменной обработки в условиях вакуумметрического давления:
а – модель; б – общий вид

Для экспериментальной оценки влияния давления среды на плотность тока и шероховатость поверхности выполнялась обработка плоских образцов из стали AISI 304 площадью 8 см². В качестве электролита использовался водный раствор сульфата аммония концентрацией 5 %. Среднее значение шероховатости исходных образцов составляло $Ra = 0,143$ мкм.

Результаты и их обсуждение. В табл. 1 представлены экспериментально установленные значения вакуумметрического давления $p_{\text{вак}}$, достигаемые с помощью водокольцевого насоса до наступления кавитации в зависимости от температуры электролита. Объем электролита в камере составлял 11 л. Обработка выполнялась при напряжении 300 В. Полученные данные позволяют оценить рабочие диапазоны вакуумметрического давления при различных значениях температуры электролита. Так при температуре электролита 95 °С ЭПО возможна в диапазоне $p_{\text{вак}}$ от 0 до –26 кПа, при 70 °С рабочий диапазон расширяется до минимального значения $p_{\text{вак}} = -67$ кПа. С точки зрения практического применения наиболее целесообразной является обработка в электролите с минимально возможной температурой.

С учетом полученных данных оценим влияние величины вакуумметрического давления на характер изменения толщины парогазовой оболочки и плотности тока. В реальных условиях на формируемую парогазовую оболочку помимо внешнего давления среды, оказывают влияние гидростатическое давление слоя электролита, а также давление, создаваемое силами взаимодействия между электролитом и анодом. Для корректной оценки условий формирования парогазовой оболочки при вакуумметрическом давлении необходимо количественно проанализировать вклад этих факторов по сравнению с давлением среды. При ЭПО изделий малого сечения и жесткости глубина погружения, как правило, не превышает 100 мм.

Таблица 1 – Значения вакуумметрического давления достигаемые до наступления кавитации в зависимости от температуры электролита

Температура электролита $T, ^\circ\text{C}$	Достижимое вакуумметрическое давление до наступления кавитации $p_{\text{вак}}, \text{кПа}$
20	–95
30	–95
40	–91
50	–85
60	–75
70	–67
80	–53
90	–37
95	–26

На такой глубине гидростатическое давление составляет 1,02 кПа, что является незначительной величиной по сравнению с изменением давления среды при обработке в вакуумметрических условиях. Давление, создаваемое силами взаимодействия между электролитом и анодом (пондеромоторными силами), определяется по формуле (1) [7].

$$p_{\text{понт.}} = \frac{\varepsilon \varepsilon_0 U^2}{2\delta^2}, \quad (1)$$

где δ – толщина парогазовой оболочки; ε – относительная диэлектрическая проницаемость парогазовой оболочки; ε_0 – электрическая постоянная; U – напряжение.

Если принять толщину парогазовой оболочки $\delta = 100$ мкм, то при напряжении 300 В давление на нее, создаваемое силами взаимодействия электролита и анода, составит $p_{\text{понт.}} = 0,04$ кПа. Таким образом, суммарное влияние указанных факторов существенно меньше изменения давления среды $p_{\text{вак}}$ и может не учитываться при анализе условий формирования парогазовой оболочки. В этом случае, с учетом принятых допущений, объем парогазовой оболочки в атмосферных условиях и в условиях пониженного давления соотносятся между собой в соответствии с законом Бойля-Мариотта (2).

$$p_{\text{атм}} V_{\text{атм}} = p_1 V_{\text{вак}} \text{ или } p_{\text{атм}} V_{\text{атм}} = (p_{\text{атм}} - p_{\text{вак}}) V_{\text{вак}}, \quad (2)$$

где $V_{\text{атм}}$ – объем парогазовой оболочки при атмосферном давлении $p_{\text{атм}}$; V_1 – объем парогазовой оболочки при пониженном давлении p_1 или вакуумметрическом давлении $p_{\text{вак}}$.

После замены объемов парогазовой оболочки на толщину получим уравнение (3), из которого следует, что зависимость, характеризующая влияние величины вакуумметрического давления на толщину парогазовой оболочки $\delta_{\text{вак}}$, описывается гиперболической функцией с вертикальной асимптотой, равной $p_{\text{атм}}$.

$$\delta_{\text{вак}} = \frac{p_{\text{атм}} \delta_{\text{атм}}}{p_{\text{атм}} - p_{\text{вак}}} . \quad (3)$$

Также, с учетом того, что плотность тока обратно пропорциональна толщине парогазовой оболочки, из уравнения (3) следует, что влияние величины вакуумметрического давления описывается линейной функцией (4).

$$i_{\text{вак}} \propto i_{\text{атм}} \frac{p_{\text{атм}} - p_{\text{вак}}}{p_{\text{атм}}} , \quad (4)$$

В результате экспериментальных исследований установлено, что при температуре 70 °С все еще сохраняется достаточная стабильность парогазовой оболочки и при этом обеспечивается широкий диапазон изменения вакуумметрического давления, а при температуре 95 °С плотность тока стремится к минимальным значениям. Обработка образцов выполнялась при следующих значениях вакуумметрического давления: 0, –20, –40 и –60 кПа при температуре электролита 70 °С и 0, –10, –20 и –25 кПа при температуре электролита 95 °С. Рабочее напряжение составляло 240, 260, 280 и 300 В. На основании полученных экспериментальных данных построены зависимости, характеризующие влияние величины вакуумметрического давления на изменение плотности тока при различных значениях напряжения (рис. 3). Полученные зависимости имеют линейный характер, что соответствует теоретической модели, характеризуемой выражением (4). Изменение вакуумметрического давления в зависимости от напряжения приводит к следующему уменьшению плотности тока: при температуре электролита 70 °С – с 0,44–0,57 А/см² до 0,17–0,24 А/см² (в среднем в 2,5 раза), а при температуре электролита 95 °С – с 0,11–0,14 А/см² до 0,08–0,11 А/см² (в среднем в 1,3 раза).

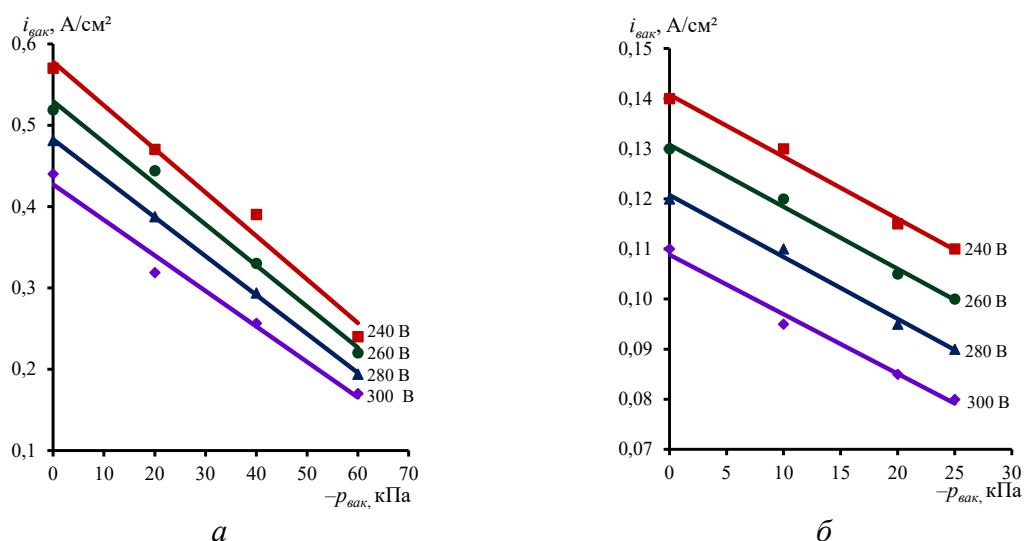


Рис. 3. Влияние вакуумметрического давления на изменение плотности тока при различных значениях температуры электролита:
а – $70\text{ }^{\circ}\text{C}$; б – $95\text{ }^{\circ}\text{C}$

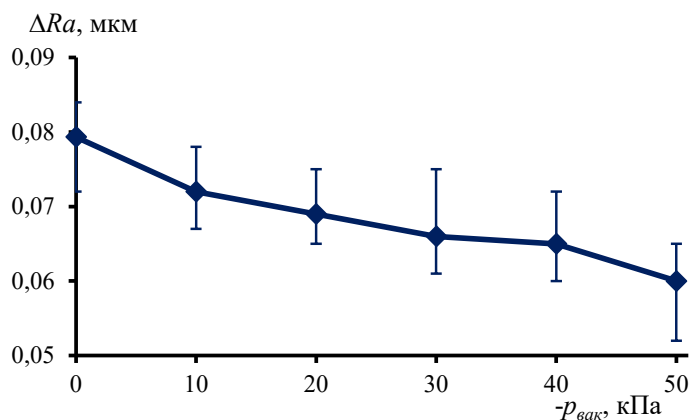


Рис. 4. Влияние величины вакуумметрического давления на изменение шероховатости в результате ЭПО продолжительностью 5 мин

Уменьшение плотности тока при ЭПО в условиях вакуумметрического давления приводит к снижению съема металла [8] и, как следствие, изменению качества образуемой поверхности. На рис. 4 представлена зависимость от изменения параметра шероховатости R_a плоских образцов из стали AISI 304 от величины вакуумметрического давления в диапазоне от 0 до -50 кПа в результате обработки продолжительностью 5 мин при напряжении 300 В и температуре электролита $80\text{ }^{\circ}\text{C}$. Изменение параметра шероховатости R_a при обработке в атмосферных условиях составило $0,079$ мкм, а в результате обработки при вакуумметрическом давлении $p_{\text{вак}} = -50$ кПа шероховатость снизилась на $\Delta R_a = 0,060$ мкм (меньше на 24 %). Плотность тока при этом составляла, соответственно, $0,31$ и $0,15$ А/см². Очевидно, что для достижения требуемого качества поверхности при ЭПО в условиях вакуумметрического давления необходимо увеличивать продолжительность обработки кратно уменьшению плотности тока.

Заключение:

1. По результатам исследования метода ЭПО при вакуумметрическом давлении установлено, что снижение давления среды приводит к созданию условий для устойчивого пленочного кипения при относительно низкой температуре электролита, позволяющих максимально расширить диапазон управления плотностью тока. Снижение давления среды в зависимости от напряжения приводит к следующему уменьшению плотности тока: при температуре электролита $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ – с $0,44\text{--}0,57\text{ А/см}^2$ до $0,17\text{--}0,24\text{ А/см}^2$ (в среднем в 2,5 раза), а при температуре электролита $95\text{ }^{\circ}\text{C}$ – с $0,11\text{--}0,14\text{ А/см}^2$ до $0,08\text{--}0,11\text{ А/см}^2$ (в среднем в 1,3 раза).

2. Уменьшение плотности тока при ЭПО в условиях вакуумметрического давления приводит к снижению съема металла и, как следствие, изменению качества образуемой поверхности. В результате ЭПО продолжительностью 5 мин при напряжении 300 В в растворе сульфата аммония концентрацией 5 % с температурой $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ в условиях вакуумметрического давления $p_{\text{вак}} = -50\text{ кПа}$ изменение шероховатости ΔR_a меньше на 24 %, чем при обработке в атмосферных условиях. Поэтому для достижения требуемого качества поверхности при ЭПО в условиях вакуумметрического давления необходимо увеличивать продолжительность обработки кратно уменьшению плотности тока.

ЛИТЕРАТУРА

1. A review on design characteristics and fabrication methods of metallic cardiovascular stents / N. Korei, A. Solouk, M. Haghbini Nazarpak [et al.] // *Materials Today Communications*. – 2022. – Vol. 31. – P. 103467.

2. История развития и сравнительная оценка современных стентов для коронарных артерий / К. Смирнов, А. Бирюков, Р. Иванченко [и др.] // *Патология кровообращения и кардиохирургия*. – 2023. – Т. 23, № 1S. – С. S9–S17. – DOI: 10.21688/1681-3472-2019-1S-S9-S17.

3. Hanawa, T. Materials for metallic stents / T. Hanawa // *Journal of Artificial Organs*. – 2009. – Vol. 12. – P. 73–79. – PMID: 19536623. – DOI: 10.1007/s10047-008-0456-x.

4. Electrolytic plasma polishing of NiTi alloy / A. Korolyov, A. Bubulis, J. Vėžys [et al.] // *Mathematical Models in Engineering*. JVE International. – 2021. – Vol. 7, No. 4. – P. 70–80. – DOI: 10.21595/mme.2021.22351.

5. Модель размерного съема материала при электролитно-плазменной обработке цилиндрических поверхностей / Ю. Г. Алексеев, А. Ю. Королев, А. Э. Паршутто [и др.] // *Наука и техника*. – 2012. – № 3. – С. 3–6.

6. Электролитно-плазменная обработка поверхностей изделий малого сечения и жесткости в условиях вакуумметрического давления / Ю. Г. Алексеев, А. Ю. Королев, В. С. Нисс [и др.]. // *Новые материалы и технологии: порошковая металлургия, композиционные материалы, защитные покрытия, сварка: материалы 11-й Междунар. науч.-техн. конф., Минск, 28–30 мая 2014 г.* – Мн., 2014. – С. 294–296.

7. Электроимпульсное полирование сплавов на основе железа, хрома и никеля / Ю. В. Синькевич, В. К. Шелег, И. Н. Янковский [и др.]. – Мн.: БНТУ, 2014. – 325 с.

8. Влияние вакуумметрического давления на массообменные процессы при электролитно-плазменной обработке поверхностей металлических изделий малого сечения

УДК 621.78:669.13

Косякова И. М., Девойно О. Г., Кардаполова М. А.

**СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ
ЧУГУННЫХ ИЗДЕЛИЙ: СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ
И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ**

Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

В статье представлен аналитический обзор современных методов поверхностного упрочнения чугуна – одного из ключевых конструкционных материалов машиностроения. Рассмотрены две основные группы технологий: упрочнение без изменения химического состава (индукционная, электродуговая, плазменная и лазерная закалка) и методы с изменением химического состава поверхности (химико-термическая обработка и лазерное легирование). На основе анализа литературных данных систематизированы сведения о формирующихся структурах, достигаемых значениях микротвердости, глубине упрочненного слоя и повышении износостойкости. Проведен многокритериальный сравнительный анализ методов по шести показателям: глубина упрочнения, микротвердость, износостойкость, производительность, экономичность и универсальность. Выявлены области оптимального применения каждого метода. Показано, что лазерное легирование, сочетающее высокие эксплуатационные свойства с точностью и локальностью воздействия, является наиболее перспективным направлением для создания износостойких покрытий на деталях сложной геометрии.

Введение. Важнейшим продуктом черной металлургии наряду со сталью и железом остается чугун. Свое широкое применение в качестве конструкционного материала в машиностроении он получил благодаря хорошим литейным свойствам и низкой стоимости. По данным World Steel Association (worldsteel, WSA) [1], в 2025 году мировое производство чугуна составило 1,368 млрд тонн. Однако по механическим свойствам чугун уступает стали. Это связано с наличием графитных включений, которые в первом приближении можно рассматривать как внутренние трещины и пустоты [2]. Особенно остро эта проблема проявляется при эксплуатации деталей в условиях трения и износа.

Для улучшения эксплуатационных характеристик чугунных деталей применяются различные методы поверхностного упрочнения. В настоящее

время известно более 120 различных методов поверхностного упрочнения [3], которые можно разделить на две группы: методы, обеспечивающие упрочнение поверхности за счет фазовых и структурных превращений и методы, в которых упрочнение достигается за счет изменения химического состава поверхностного слоя.

Несмотря на множество работ, посвященных отдельным методам поверхностного упрочнения чугуна, в литературе нет систематизированных данных. Разрозненные результаты, полученные в разных условиях, не позволяют сопоставить методы по единым критериям. Поэтому актуален сравнительный анализ, который обобщит имеющуюся информацию и выделит наиболее перспективные технологии.

Цель настоящей работы – обобщить и сравнить современные методы поверхностного упрочнения чугуна, определить, для каких деталей и условий каждый из них подходит лучше всего, и выявить наиболее перспективные направления.

1. Упрочнение без изменения химического состава. Методы этой группы основаны на нагреве поверхностного слоя до температур фазовых превращений с последующим быстрым охлаждением. Ключевое отличие от обработки сталей – наличие графитных включений, которые выступают не только как концентраторы напряжений, но и как локальные источники углерода, а также влияют на теплофизические свойства материала, определяя кинетику фазовых превращений.

1.1. Индукционная закалка (ТВЧ). Физическая сущность закалки токами высокой частоты (ТВЧ) хорошо известна: нагрев поверхностного слоя происходит за счет скин-эффекта при помещении детали в переменное магнитное поле индуктора. Глубина упрочнения как показано в [4; 5], варьируется от 1,3 до 3,0 мм и определяется типом чугуна и режимами обработки.

Специфика ТВЧ-закалки чугунов, в отличие от стали, определяется наличием графитных включений. Углерод из графита диффундирует в аустенитную матрицу. Локальный перегрев вокруг графитных включений, обусловленный их высоким электросопротивлением, существенно интенсифицирует этот процесс. В результате вокруг графита создаются микрообъемы с повышенной концентрацией углерода. При последующем охлаждении здесь формируются так называемые «белые зоны» [6] – области высокоуглеродистого мартенсита, обладающие высокой твердостью.

Не менее важным фактором является исходная структура матрицы. Перлитная матрица, представляющая собой тонкую смесь феррита и цементита, – идеальная основа для быстрой аустенитизации [7]. Напротив, ферритная матрица требует длительной выдержки, что делает ферритные чугуны практически непригодными для ТВЧ-закалки.

Микротвердость после ТВЧ-закалки составляет: для ковкого чугуна – 10–14 ГПа, для высокопрочного – 8–8,5 ГПа, для серого – 5–6 ГПа [4–5]. Разница значений микротвердости для различных видов чугунов является прямым следствием различий в кинетике растворения графита, которая

определяется морфологией графитных включений. Компактные включения ковкого чугуна растворяются быстрее и равномернее, чем крупные пластины серого чугуна. Важно отметить, что износостойкость при этом повышается в 2,5–3 раза за счет образования бейнитных оболочек вокруг графита («структура твердого глаза») [8].

1.2. Электродуговая закалка. Данный метод основан на локальном нагреве поверхности электрической дугой (10^3 – 10^4 Вт/см²) с последующей автозакалкой за счет теплоотвода в холодную массу детали [9].

Высокие значения микротвердости (до 11 ГПа для серого и 8–11,5 ГПа для высокопрочного чугуна [9; 10]) связаны с тем, что в поверхностном слое формируются структуры с высокой плотностью дефектов. Все дело в градиенте скорости охлаждения: у поверхности она наибольшая, что позволяет «зафиксировать» неравновесные твердые фазы. На глубине охлаждение идет медленнее – здесь успевают вырасти более равновесные и менее твердые структуры.

Глубина упрочненного слоя составляет от 0,22 до 0,97 мм [9; 10]. Причем у высокопрочного глубина упрочнения больше из-за шаровидной формы графита [10], который плохо проводит тепло. В результате чего успевают прогреться более глубокие слои. В сером чугуне пластинчатый графит быстро отводит тепло вглубь.

Износостойкость при электродуговой закалке может увеличиться в 4 раза [9]. Здесь работает сразу несколько механизмов. Во-первых, сама поверхность становится очень твердой (до 11 ГПа) – это хорошо сопротивляется микрорезанию. Во-вторых, в структуре появляются мелкие твердые частицы (цементит, мартенсит). Они работают как арматура в бетоне: твердые включения в более пластичной матрице. И третий момент – в поверхностном слое возникают сжимающие напряжения. Они как бы «стягивают» материал и не дают трещинам зарождаться и расти при трении.

Но у метода есть и слабые стороны. Дуга ведет себя нестабильно, процесс чувствителен к любым внешним помехам. Поэтому для ответственных деталей электродуговую закалку применяют редко [9].

1.3. Плазменная закалка. Плазменная закалка относится к методам обработки высококонцентрированными источниками энергии с плотностью мощности до 10^5 – 10^6 Вт/см². Нагрев осуществляется сжатой плазменной дугой, а охлаждение – за счет автозакалки [11].

В зависимости от режимов обработки различают два механизма структурообразования: с оплавлением и без оплавления поверхности. При обработке без оплавления формируется структура, состоящая из дисперсного мартенсита, остаточного аустенита (10–15 %) и графитных включений [12]. При обработке с оплавлением образуется квазиледебурит – неравновесный аналог классического ледебурита с наноразмерной дисперсностью фаз [13].

Микротвердость после плазменной закалки достигает 7,9–11 ГПа для высокопрочного и 5,3–6,8 ГПа для серого чугуна [13; 14]. Такие высокие

значения микротвердости можно объяснить высокими скоростями охлаждения, которые фиксируют неравновесные структуры с высокой плотностью дефектов и наличием в структуре квазицедебурита. Превосходство высокопрочного чугуна над серым по твердости [13; 14] объясняется его исходной перлитной матрицей, обеспечивающей более равномерное насыщение аустенита углеродом.

Глубина упрочненного слоя составляет для высокопрочного чугуна – 250–580 мкм и для серого – 200–800 мкм [13; 14]. При плазменной закалке, в отличие от электродуговой, определяющим становится не отвод тепла от поверхности, а способность материала распространять тепло вглубь за короткое время импульса. Пластинчатый графит серого чугуна формирует теплопроводящую сеть, по которой тепло быстро проникает вглубь, увеличивая зону прогрева. Шаровидный графит высокопрочного чугуна, напротив, локализует тепло у поверхности, ограничивая глубину.

Плазменная закалка повышает износостойкость высокопрочного чугуна в 2–3,4 раза [15]. Примечательно, что максимальная износостойкость достигается не при обработке с оплавлением (где формируется наиболее твердый квазицедебурит), а при обработке без оплавления, дающей дисперсную мартенситную структуру. Квазицедебурит, обладая высокой твердостью, одновременно характеризуется повышенной хрупкостью и склонностью к микрорастрескиванию при трении, тогда как более вязкий мартенсит лучше сопротивляется усталостному выкрашиванию.

1.4. Лазерная закалка. Лазерная закалка обеспечивает наиболее высокие среди рассматриваемых методов скорости нагрева (10^4 – 10^8 К/с) и охлаждения (10^3 – 10^4 К/с), что приводит к формированию неравновесных структур с высокими физико-механическими свойствами [16].

Лазерная закалка чугуновых изделий позволяет увеличить значения микротвердости до 10–12 ГПа для серого [17] и 8,6–11,7 ГПа для высокопрочного чугуна [18]. Как и в случае плазменной закалки, обработка с оплавлением дает более высокую твердость (~ 10 ГПа), чем без оплавления (~ 8 ГПа) [19], что обусловлено формированием в первом случае структур белого чугуна.

Для формирования зоны термического влияния сопоставимых размеров чугун требует на 35–40 % более высокой плотности мощности по сравнению со сталью [20]. Это связано с более высокой теплопроводностью чугуна, особенно серого с его графитной сеткой, которая быстро отводит тепло из зоны обработки. Глубина упрочнения составляет 0,1–0,2 мм без оплавления и 1,0–1,5 мм с оплавлением [19]. Разницу в глубине упрочнения можно объяснить различными механизмами, протекающими при лазерной обработке. При оплавлении тепло распространяется не только теплопроводностью, но и конвекцией в жидкой фазе, а также выделяется скрытая теплота плавления, что способствует более глубокому прогреву.

Лазерная закалка повышает износостойкость чугуна в 1,8–3 раза [17; 18]. Увеличение эксплуатационных характеристик объясняется высокой твердостью, которая обеспечивает сопротивление микрорезанию. Помимо этого формирование высокоуглеродистого мартенсита создает структуру, способную к интенсивному деформационному упрочнению в процессе трения [18]. А наличие остаточного аустенита (до 75 об. % в сером чугуне [19]) может играть двойственную роль: с одной стороны, он снижает твердость, с другой – под действием циклических нагрузок при трении способен превращаться в мартенсит деформации, дополнительно упрочняя поверхность. По данным авторов [30], при оптимальном выборе скорости скалывания и диаметра лазерного луча лазерная закалка обеспечивает 5–10 кратное повышение износостойкости серого чугуна СЧ20 по сравнению с исходным состоянием.

Важной особенностью, отличающей лазерную закалку от других методов, является возможность обработки деталей сложной геометрии с минимальными деформациями благодаря локальности и точности воздействия.

2. Упрочнение с изменением химического состава. Методы этой группы позволяют не только изменить структуру, но и сформировать в поверхностном слое новые фазы (карбиды, бориды, нитриды), обеспечивающие кратный рост эксплуатационных характеристик.

2.1. Химико-термическая обработка (ХТО). ХТО основана на диффузионном насыщении поверхностного слоя различными элементами при нагреве в химически активных средах [21]. В отличие от методов закалки, ХТО не только изменяет структуру, но и формирует новые фазы (карбиды, бориды, нитриды), принципиально меняющие химический состав и свойства поверхности.

По твердости ХТО показывает наивысшие показатели твердости среди всех рассмотренных методов. В зависимости от того, чем насыщается поверхность, показатели сильно отличаются. Так, например, при насыщении железной окалиной [22] микротвердость достигает значений в 4–4,2 ГПа, при хромировании [23] – до 7–9 ГПа, а при оптимальном алюмо-ванадиевом насыщении [24] – до 35 ГПа. Такая разница объясняется формированием различных высокотвердых фаз. При хромировании образуются карбиды хрома $Cr_{23}C_6$, Cr_6C_3 и $(Fe, Cr)_7C_3$ (1300–1600 HV), а также оксидная пленка Cr_2O_3 [23]. При ванадировании – карбиды ванадия VC , V_4C_3 , V_8C_7 (2 800–3 000 HV), что дает рекордную твердость до 35 ГПа [24]. При борировании формируются бориды железа FeB и Fe_2B (1600–2000 HV). Оптимальна двухфазная зона $FeB + Fe_2B$, сочетающая твердость и вязкость [21].

Еще одной важной особенностью, отличающей ХТО от обычной закалки, является характер распределения твердости по глубине. Максимум микротвердости часто приходится не на поверхности, а чуть ниже. Это связано с диффузионной природой процесса и оптимальным сочетанием фаз на некотором удалении от поверхности.

Толщина упрочненного слоя тоже сильно зависит от выбранного метода. Ванадирование дает тонкий слой – всего 25–35 мкм. А вот если насыщать железной окалиной или хромом, можно получить 620–1 020 мкм и 1 020–1 080 мкм соответственно [22–24]. Правда, чтобы добиться таких показателей, нужны высокие температуры (выше 1 373 К) и долгая выдержка – до 8–12 часов [23–24]. Это главный недостаток метода: он медленный и энергоемкий.

ХТО обеспечивает исключительное повышение износостойкости: хромирование повышает сопротивление износу при сухом трении до 35 раз [23]. Однако высокая твердость достигается ценой хрупкости покрытий и их склонности к растрескиванию под нагрузкой. Как показано в [24], для ванадиевых покрытий критическая толщина, способная выдержать ударное воздействие абразивных частиц, составляет всего ~5 мкм. Кроме того, длительность процесса, высокие температуры и значительные деформации ограничивают применение ХТО для деталей высокой точности и крупногабаритных деталей.

2.2. Лазерное легирование. Лазерное легирование сочетает преимущества лазерной закалки (локальность, точность, минимальные деформации) и ХТО (формирование высокотвердых фаз). Процесс основан на одновременном плавлении основы и легирующего материала с интенсивным перемешиванием в жидкой фазе и быстрым затвердевании [16].

Значения микротвердости напрямую зависят от выбранного легирующего компонента. Самые высокие показатели (11–14 ГПа) достигаются при использовании карбидо- и боридообразующих элементов. По данным авторов [31], легирование карбидом вольфрама (WC) дает твердость 12–13 ГПа. Легирование титаном (~12 ГПа) [28] и нитридом кремния (~10,5 ГПа) [26] дает близкие результаты. Легирование кремнием обеспечивает твердость до 9,8 ГПа [26], а хромом – до 9 ГПа [27].

Глубина легированного слоя тоже непостоянна – она колеблется от 0,1 до 2,15 мм в зависимости от режимов обработки и типа чугуна. Самую большую глубину (2,15 мм) удалось получить при легировании аустенитного чугуна титаном [28].

Лазерное легирование повышает износостойкость в 4–24 раза. Эффект достигается за счет нескольких механизмов: твердые частицы (карбиды, бориды) сопротивляются микрорезанию, сама матрица становится тверже, а при трении на поверхности образуются защитные оксидные пленки (например, Cr_2O_3). Дополнительный вклад дает измельчение зерна – оно мешает трещинам расти.

3. Сравнительный анализ методов. Выбор метода поверхностного упрочнения для конкретного изделия определяется не только достигаемыми механическими свойствами, но и целым рядом технологических и экономических факторов. В настоящей работе для сравнительного анализа использованы шесть ключевых критериев. Глубина упрочнения и микротвердость

характеризуют непосредственно упрочняющий эффект и несущую способность поверхностного слоя. Износостойкость является интегральным показателем эксплуатационной надежности детали в условиях трения. Универсальность определяют возможность применения метода для деталей различной конфигурации и типов чугуна. Экономичность и производительность (время обработки) являются определяющими при оценке целесообразности внедрения метода в конкретное производство. Выбрать подходящий метод упрочнения можно только тогда, когда оцениваешь все эти параметры в комплексе (табл. 1).

Таблица 1 – Сравнительная характеристика методов поверхностного упрочнения чугуна

Метод	Глубина, мм	Микротвердость, ГПа	Износостойкость	Время обработки	Экономичность	Универсальность
ТВЧ	1,3–3,0	5–14	2,5–3	секунды–минуты	средняя	ограничена
Электродуговая	0,22–0,97	до 11	до 4	минуты	низкая	низкая
Плазменная	0,05–0,8	5,3–11	2–3,4	минуты	средняя	высокая
Лазерная закалка	0,1–1,5	4–12	5–10	минуты	средняя	высокая
ХТО	0,025–1,4	4–35	до 35	часы (2–12)	низкая	низкая
Лазерное легирование	0,1–2,15	7–16	4–24	минуты	низкая	высокая

Примечание. Экономичность оценивается по стоимости оборудования и энергозатратам: низкая – минимальные затраты, средняя – умеренные, высокая – значительные. Универсальность отражает применимость метода для деталей разной геометрии и типов чугуна: высокая – подходит для сложных деталей и всех видов чугуна, ограничена – только для простых форм или отдельных типов чугуна.

Согласно табл. 1, наибольшая глубина упрочнения (до 3 мм) достигается при ТВЧ-закалке. Поэтому ее часто выбирают для деталей с большими припусками на износ. Максимальные показатели твердости и износостойкости (до 35 ГПа и 35 раз) характерны для ХТО. Однако процесс упрочнения длится часами и сопровождается значительными деформациями. По производительности все методы, кроме ХТО, укладываются в интервал от секунд до минут. Для массового производства этот фактор является определяющим. Лазерное легирование занимает промежуточное положение. Оно обеспечивает высокую твердость (до 16 ГПа) и износостойкость (до 24 раз), работает быстро (минуты), подходит для деталей сложной геометрии и практически не деформирует их. Благодаря этому лазерное легирование можно считать наиболее перспективным для ответственных узлов, работающих в тяжелых условиях.

Заключение. Каждый из рассмотренных методов находит свое применение. ТВЧ-закалка незаменима для деталей простой формы, когда требуется большая глубина упрочнения. Электродуговая закалка – вариант для крупногабаритных ответственных деталей, где на первый план выходит дешевизна. Плазменная и лазерная закалка формируют тонкие твердые слои, практически не деформируя детали.

ХТО обеспечивает самую высокую твердость (до 35 ГПа) и износостойкость (до 35 раз), но процесс упрочнения длится часами и детали неизбежно деформируются.

Наиболее сбалансированным оказалось лазерное легирование. Оно сочетает точность лазерной обработки с формированием сверхтвердых фаз (карбидов, боридов). В итоге получается твердость до 16 ГПа, износостойкость в 4–24 раза выше исходной, и продолжительность процесса упрочнения измеряется в минутах. К такому же выводу приходят и другие исследователи [25]. Поэтому лазерное легирование можно рекомендовать для упрочнения деталей сложной геометрии, работающих в условиях интенсивного износа.

ЛИТЕРАТУРА

1. World Steel Association. Total production of pig iron 2024 // worldsteel.org. – URL: <https://worldsteel.org/data/annual-production-steel-data/> (дата обращения: 04.03.2026)
2. Шерман, А. Д. Чугун : справочник / А. Д. Шерман, А. А. Жуков ; под ред. А. Д. Шермана, А. А. Жукова. – М. : Металлургия, 1991. – 576 с.
3. Полевой С. Н. Упрочнение машиностроительных материалов / С. Н. Полевой, В. Д. Евдокимов – М. : Машиностроение, 1994. – 242 с.
4. Скрипников В. А. Исследование микротвердости ВЧ С шаровидным графитом после закалки с нагревом ТВЧ // Вісник Харківського національного автомобільно-дорожнього університету. – 2009. – № 46. – [б. с.].
5. Марусин, В. В. Упрочнение чугуновых деталей методом высокоэнергетического индукционного нагрева / В. В. Марусин // Новые материалы и технологии машиностроения. – Брянск, 2012. – С. 90–93.
6. Федосов, В. В. Получение наноструктур «белых зон» в чугуне при нагреве токами высокой частоты / В. В. Федосов, В. В. Дука, Н. С. Маматченко // Аллея науки. – 2018. – Т. 5., № 6 (22). – С. 68–71.
7. Головин, Г. Ф. Технология термической обработки металлов с применением индукционного нагрева. / Г. Ф. Головин, Н. В. Зимин – Л. : Машиностроение, 1990. – 87 с.
8. Макаренко, К. В. Получение бейнитно-ферритной структуры в изделиях из высокопрочных чугунов с использованием индукционного нагрева / К. В. Макаренко, Д. В. Алексанников, Е. А. Зенцова // Новые материалы и технологии машиностроения / Брянск, 2010. – С. 139–143
9. Новое в технологии получения материалов / под ред. Ю. А. Осипяна, А. Хауфа. – М. : Машиностроение, 1990. – 448 с.
10. Сафонов, Е. Н. Плазменная закалка деталей машин : монография / Е. Н. Сафонов ; М. 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.

11. Белов, Е. Г. Структурно-фазовые превращения плазменно-упрочненных чугунов валков при горячей прокатке арматуры / Е. Г. Белов, О. Ю. Ефимов, А. Б. Юрьев [и др.] // Вестник ТГУ. – 2010. – № 3 (15). – С. 818–819.
12. Самотугина, Ю. С. Технологические особенности локального упрочнения высокопрочного чугуна / Ю. С. Самотугина // Автоматическая сварка. – 2005. – № 5. – С. 47–50.
13. Ляшенко, Б. А. Влияние режимов плазменной обработки на структуру и фазовый состав высокопрочного чугуна / Б. А. Ляшенко, Ю. С. Самотугина // Металлургические процессы и оборудование. – 2006. – № 1. – С. 13–19.
14. Модифицирование поверхности серого чугуна плазменным оплавлением / С. П. Нефедьев, Р. Р. Дема, В. В. Митрофанова [и др.] // Сварка и диагностика: сборник докладов международного форума. – Екатеринбург, 2014. – С. 129–133.
15. Самотугин, С. С. Повышение износостойкости высокопрочного чугуна плазменным поверхностным упрочнением / С. С. Самотугин, Л. С. Малинов, Ю. С. Самотугина // Вестник Приазовского государственного технического университета. – 2004. – № 14. – С. 161–164.
16. Григорьянц, А. Г. Технологические процессы лазерной обработки : учеб. пособие для вузов / А. Г. Григорьянц, И. Н. Шиганов, А. И. Мисюров / под ред. А. Г. Григорьянца – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. – 663 с.
17. Ходаковский, В. М. Особенности лазерного упрочнения чугунных деталей судовых технических средств / В. М. Ходаковский, Е. П. Патенкова / Металлообработка. – 2003. – № 4. – С. 26–29.
18. Мараров, А. В. Влияние лазерной обработки на структуру, износостойкость и усталостные свойства высокопрочного чугуна // А. В. Макаров, И. Ю. Малыгина, А. Л. Осинцева // Физика и химия обработки материалов. – 2006. – № 4. – С. 45–55.
19. Němeček, S. Microstructure and properties of cast iron after laser surface hardening / S. Němeček // Materials Engineering – Materiálové inžinierstvo. – 2013. – Vol. 20, No 4. – P. 153–159.
20. Малышев, В. И. Модификация поверхности сталей и чугунов при помощи оптоволоконного лазера / В. И. Малышев, О. В. Бойченко, П. А. Огин // Сборник научных трудов Sworld. – 2014. – Т. 7, № 4. – С. 56–61.
21. Химико-термическая обработка деталей оборудования и оснастки: пособие по одному дисциплине для студентов специальности 1-36 01 05 «машины и технология обработки материалов давлением» заоч. формы обучения / сост. А. М. Урбанович. – Гомель: ГГТУ им. П.О. Сухого, 2006. – 61 с.
22. Гуревич, Ю. Г. Технология упрочнения деталей из серого чугуна / Ю. Г. Гуревич, В. Е. Овсянников, В. А. Фролов // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. – 2011. – Т. 13, № 4(3). – С. 1018–1020.
23. Гуревич, Ю. Г. Поверхностное упрочнение феррито-перлитного серого чугуна взаимодействием с оксидом хрома / Ю. Г. Гуревич, В. А. Фролов, В. В. Марфицын // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2010. – № 11. – С. 36–40.
24. Веселовский, А. А. Исследование микротвердости алюмованадированных слоев на серых чугунах, полученных термодиффузионным упрочнением / А. А. Веселовский, А. Н. Завалицин // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2007. – № 5 (29). – С. 18–21.
25. Surface Laser Treatment of Cast Irons: A Review / N. Catalán, E. Ramos-Moore, A. Boccardo [et al.] // Metals. – 2022. – Vol. 12, No. 4. – P. 562. – DOI: 10.3390/met12040562.
26. Paczkowska, M. The Study on Laser Processing of the Surface Layer of Grey Cast Iron Machine Parts / M. Paczkowska // BP International. – 2024. – 54 p. – DOI: 10.9734/bpi/mono/978-81-974068-3-6.
27. Гринкевич, К. Э. Влияние лазерной обработки на структуру и триботехнические свойства высокопрочных чугунов, легированных хромом / К. Э. Гринкевич // Електронна мікроскопія і міцність матеріалів – Київ, 2017. – № 23. – С. 86–93.

28. Effect of Cooling Rate on Microstructure of In Situ TiC-Reinforced Composite Surface Layers Synthesized on Ductile Cast Iron by Laser Alloying / D. Janicki, A. Czupryński, J. Górka [et al.] // Materials. – 2024. – Vol. 17, No. 4. – P. 932.

29. Косякова, И. М. К вопросу о лазерном модифицировании чугунных изделий / И. М. Косякова, М. А. Кардаполова, О. Г. Девойно // Мировая экономика и бизнес-администрирование малых и средних предприятий : материалы 16-го Международного научного семинара. – Мн., 2020. – С. 224–226.

30. Девойно, О. Г. О микроструктуре, микротвердости и износостойкости поверхностного слоя серого чугуна после лазерного упрочнения / О. Г. Девойно, И. М. Косякова, М. А. Кардаполова // Машиностроение : республиканский межведомственный сборник научных трудов. – 2023. – Вып. 34. – С. 36–44.

31. On the Efficiency of Laser Alloying of Grey Cast Iron with Tungsten and Silicon Carbides. Materials. / E. Feldshtein, O. Devojno, J. Patalas-Maliszewska [et al.] // MDP . – 2023. № 16. – P. 6230.

Поступила 05.03.2026

УДК 339.137.2

Плясунков А. В.

ЭКОНОМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ УПРАВЛЕНИЯ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТЬЮ

ПРОДУКЦИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ: СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

В статье представлена авторская система экономических методов управления конкурентоспособностью продукции, разработанная на основе анализа существующих подходов и практики работы промышленных предприятий. Предложено динамическое определение конкурентоспособности, учитывающее необходимость адаптации товара к изменяющимся рыночным условиям. Разработана система количественных показателей, включающая коэффициенты потенциальной и реальной конкурентоспособности производства, а также коэффициент конкурентоспособности продукции. Описаны усовершенствованные методы определения верхнего ценового предела для различных категорий товаров с учетом налоговой нагрузки и потребительских свойств. Представлен механизм планирования лимитной себестоимости и прогнозирования затрат на ранних стадиях проектирования. Предложена система материального поощрения разработчиков, основанная на части экономического эффекта от повышения конкурентоспособности.

Введение. Переход экономики Республики Беларусь к рыночным отношениям потребовал пересмотра многих теоретических положений и практических подходов к управлению хозяйственной деятельностью. Особое

значение приобрела проблема конкурентоспособности продукции, которая в условиях ограниченности природных ресурсов становится главным фактором выживания и развития промышленных предприятий. Исследования показывают, что успех на рынке лишь на двадцать–тридцать процентов зависит от ценовых факторов, тогда как качество и его восприятие потребителем определяют семьдесят-восемьдесят процентов коммерческого успеха.

Однако высокое качество не может быть самоцелью – оно должно достигаться при разумных затратах, обеспечивающих экономическую эффективность как для производителя, так и для потребителя. К сожалению, существующие методики оценки конкурентоспособности обладают рядом серьезных недостатков: они статичны, субъективны, не учитывают современную систему налогообложения и, что самое главное, не дают ответа на вопрос, как управлять конкурентоспособностью, а не только констатировать ее уровень.

В связи с этим возникла необходимость создания целостной системы экономических методов управления конкурентоспособностью продукции, охватывающей все стадии жизненного цикла изделия – от маркетинговых исследований и проектирования до производства и сбыта. Настоящая статья обобщает результаты такого исследования, проведенного на базе машиностроительных предприятий Республики Беларусь.

1. Сущность конкурентоспособности: от статики к динамике. Анализ научной литературы показывает, что большинство исследователей трактуют конкурентоспособность как способность товара быть успешно проданным на данном рынке в определенный момент времени. Такой подход, при всей его внешней ясности, обладает фундаментальным недостатком – он рассматривает конкурентоспособность как статичную характеристику, не учитывающую изменчивость рыночной среды.

Важно различать качество и конкурентоспособность. Качество представляет собой совокупность объективных свойств изделия, зафиксированных в стандартах и технических условиях. Конкурентоспособность же – это субъективная оценка этих свойств потребителем, которая зависит не только от самой продукции, но и от цен, наличия товаров-конкурентов, условий послепродажного обслуживания, моды, престижности бренда и многих других факторов. Одно и то же изделие с неизменными параметрами может быть высококонкурентоспособным на одном рынке и абсолютно непривлекательным на другом.

Более того, для обеспечения длительного рыночного успеха производитель должен поддерживать конкурентоспособность продукции на протяжении всего периода ее выпуска, который может составлять несколько лет. За это время предпочтения покупателей меняются, конкуренты выпускают более совершенные модели, требования к экологичности и экономичности ужесточаются. Следовательно, конкурентоспособность необходимо рассматривать как динамическую характеристику, связанную со способностью товара адаптироваться к изменяющимся условиям.

Исходя из этого, предлагается следующее определение: конкурентоспособность продукции – это комплексная многоаспектная характеристика, отражающая способность изделия на протяжении всего периода его производства соответствовать по качеству требованиям конкретного рынка, адаптироваться по соотношению «цена–качество» к меняющимся предпочтениям потребителей и одновременно обеспечивать экономическую выгоду для производителя при реализации. Данное определение создает методологическую основу для активного управления конкурентоспособностью на всех стадиях жизненного цикла.

2. Система количественных показателей для управления конкурентоспособностью. На основе проведенного анализа и предложенного динамического определения конкурентоспособности разработана система из трех взаимосвязанных коэффициентов, позволяющих осуществлять непрерывное управление адаптацией продукции к рынку.

Основной целевой функцией управления является достижение такого соотношения между качеством и ценой, которое обеспечивает максимальную привлекательность товара для потребителя при одновременной выгодности его производства и реализации. Потенциальная возможность такой адаптации закладывается на стадии разработки, а фактическая способность уточняется после освоения изделия в производстве.

Первый показатель – коэффициент потенциальной конкурентоспособности производства. Он рассчитывается как отношение верхнего предела отпускной цены нового изделия к нижнему пределу этой цены, определенному затратным методом. Иными словами, данная величина показывает, во сколько раз максимальная цена, которую рынок готов заплатить за улучшенное качество, превышает минимально приемлемую для производителя цену, обеспечивающую покрытие затрат и получение базовой прибыли. Чем выше этот коэффициент, тем большим запасом прочности для ценового маневра обладает предприятие.

Второй показатель – коэффициент конкурентоспособности продукции. Он представляет собой отношение верхнего предела цены к фактической цене реализации. Эта величина характеризует привлекательность товара с точки зрения потребителя. Если коэффициент превышает единицу, то покупатель получает неоплаченную потребительскую стоимость – своего рода экономию, которая одновременно служит компенсацией за возможный риск несоответствия товара заявленному качеству. Чем больше значение этого коэффициента, тем выгоднее покупка для потребителя.

Третий показатель – коэффициент реальной конкурентоспособности производства. Он определяется как отношение фактической отпускной цены к нижнему пределу. Данный коэффициент выполняет две важные функции. Во-первых, он показывает, какой резерв для дальнейшего снижения цены (в ответ на действия конкурентов) заложен в текущей экономике

производства. Во-вторых, он демонстрирует, во сколько раз фактическая доходность нового изделия превышает минимально допустимый уровень, что является показателем эффективности инвестиций в разработку.

Все три коэффициента в обязательном порядке должны быть больше единицы. Это условие необходимо для того, чтобы и производство, и потребление новой продукции были экономически оправданы. При этом оперативное управление конкурентоспособностью через изменение цены становится возможным только тогда, когда на стадиях разработки и производства уже созданы предпосылки в виде высокого качества и низких издержек [1–3].

3. Планирование качественных параметров на основе прогнозируемой базы сравнения. Анализ практики планирования технико-эксплуатационных параметров на отечественных предприятиях выявил характерный недостаток: показатели новой продукции ориентируются на лучшие мировые аналоги на текущий момент. Однако к моменту завершения разработки и освоения серийного производства эти аналоги неизбежно устаревают. Предприятие оказывается в положении догоняющего, которое невозможно преодолеть без смены методологии.

Предлагаемый подход заключается в переходе к прогнозируемой базе сравнения. При планировании качественных параметров нового изделия необходимо определить не то, какие показатели являются лучшими сегодня, а то, какие показатели будут востребованы на момент выхода изделия на рынок. Для этого требуется провести анализ тенденций научно-технического прогресса в данной области и рассчитать прогнозируемые значения параметров с учетом среднегодовых темпов их изменения и длительности цикла разработки.

В общем виде расчет может быть описан следующим образом. Для показателей, улучшение которых связано с возрастанием значений (например, грузоподъемность, мощность, скорость, ресурс), прогнозируемая величина равна текущему лучшему показателю, умноженному на единицу плюс среднегодовой темп роста, возведенную в степень, равную числу лет разработки. Для показателей, улучшение которых связано с уменьшением значений (например, расход топлива, уровень шума, токсичность выбросов), используется аналогичная формула, но с вычитанием темпа снижения.

Эта, казалось бы, простая корректировка имеет глубокий смысл. Она заставляет маркетинговую службу работать на перспективу, изучать долгосрочные тренды, прогнозировать действия конкурентов. Конструкторы и технологи получают не «вчерашний», а «завтрашний» уровень требований, что создает стимул для поиска действительно инновационных решений. При этом важно, чтобы планируемые параметры в обязательном порядке соответствовали всем нормативным требованиям, действующим на целевом рынке: экологическим стандартам, нормам безопасности, правилам сертификации.

4. Определение верхнего предела цены (потребительской ценности). Цена является важнейшим инструментом управления конкурентоспособностью. Однако для эффективного использования этого инструмента

необходимо ясно понимать границы, в которых может варьировать цена, оставаясь приемлемой как для производителя, так и для потребителя. Верхняя граница – это та максимальная сумма, которую покупатель готов заплатить за товар, исходя из его полезности. Нижняя граница – это минимальная цена, обеспечивающая покрытие затрат и получение минимально приемлемой прибыли.

Методы расчета верхнего предела цены различаются в зависимости от типа продукции: средства производства, комплектующие изделия и товары народного потребления требуют разных подходов [4].

Для средств труда (оборудование, машины, технологические установки) используется идеология дохода. Предприятие-потребитель приобретает оборудование не ради самого оборудования, а ради того дохода, который оно принесет. Следовательно, верхний предел цены нового средства труда должен определяться дисконтированной стоимостью будущих доходов от его использования по сравнению с базовым аналогом.

Расчетная формула в словесном описании включает несколько составляющих. Во-первых, годовой доход от базового средства труда, скорректированный на соотношение сроков службы нового и базового оборудования. Во-вторых, коэффициент роста производительности, отражающий, во сколько раз новое оборудование производительнее старого. В-третьих, коэффициент дисконтирования, который учитывает налог на прибыль, а также приемлемую для покупателя ставку эффективности инвестиций. В-четвертых, изменение годовых эксплуатационных издержек – если новые средства труда потребляют меньше энергии или требуют меньших затрат на обслуживание, это увеличивает их потребительскую ценность. В-пятых, изменение выручки от реализации продукции, произведенной на новом оборудовании. В-шестых, доход от реинвестирования средств, сэкономленных на сопутствующих капитальных вложениях.

Для комплектующих изделий верхний предел цены определяется через их вклад в повышение потребительской ценности конечного продукта. Покупатель комплектующих оценивает не сами комплектующие, а то, насколько они позволяют улучшить его готовую продукцию и продавать ее дороже. Расчет включает цену базового комплектующего, экономию или дополнительные затраты на сборочной стадии, а также прирост верхнего предела цены конечного изделия, скорректированный на налоги и приемлемую рентабельность сборщика.

Для товаров народного потребления длительного пользования используется критерий равенства удельных годовых экономических затрат потребителя в расчете на единицу основного параметра. Расчет выполняется в два этапа. На первом этапе определяется равноэффективная цена из условия совпадения удельных годовых затрат по новому и базовому изделиям. На втором этапе вводятся поправки на трудно измеримые, но важные характеристики: дизайн, престижность, уровень шума, удобство сервиса. Для каждой такой характеристики экспертно определяются балльная оценка

и стоимостной коэффициент весомости – сколько денег покупатель готов доплатить за улучшение параметра на один балл. Итоговый верхний предел складывается из равноэффективной цены и суммы поправок.

5. Расчет нижнего предела цены и лимитной себестоимости. Нижний предел отпускной цены определяется исходя из интересов производителя. Это такая цена, которая после уплаты всех налогов должна обеспечить получение прибыли с рентабельностью не ниже ставки платы за кредит и не ниже среднего уровня, достигнутого на предприятии. Если рентабельность окажется ниже ставки кредита, предприятие не сможет рассчитаться с банком за заемные средства, привлеченные на освоение новой продукции.

В общем виде нижний предел может быть выражен как себестоимость плюс минимальная приемлемая прибыль плюс сумма косвенных налогов. Минимальная прибыль рассчитывается как произведение себестоимости на минимальный уровень рентабельности. Косвенные налоги включают налог на добавленную стоимость и акцизы.

Фактическая отпускная цена нового изделия должна устанавливаться в интервале между верхним и нижним пределами с учетом конъюнктуры конкретного сегмента рынка. Уровень цены выбирается таким образом, чтобы обеспечить максимально возможную прибыль.

Лимитная себестоимость – это максимально допустимые затраты на производство нового изделия, при которых его реализация будет эффективной. Она рассчитывается исходя из верхнего предела цены и минимальной нормы прибыли. Если на предприятии есть базовый аналог, лимитную себестоимость можно определить через соотношение цен и себестоимостей. При отсутствии аналога используется формула, вычитающая из верхнего предела цены косвенные налоги и минимальную прибыль, а также учитывающая капитальные вложения.

6. Прогнозирование себестоимости на ранних стадиях проектирования. Проблема определения ожидаемой себестоимости на стадии технического задания знакома каждому, кто занимался проектированием новых изделий. В этот период еще нет детальных конструкторских проработок, неизвестны точные массы деталей, не разработаны технологические процессы. Однако именно на ранних стадиях принимаются решения, предопределяющие до семидесяти пяти процентов будущих затрат. Запоздалое выявление завышенной себестоимости ведет к тому, что исправление ошибок обходится в десятки и сотни раз дороже, чем их предотвращение.

Существующие методы прогнозирования – удельных показателей, балльной оценки, корреляционно-регрессионного анализа – имеют свои достоинства и недостатки. Наиболее эффективной является многофакторная модель, проверенная на семействе большегрузных автомобилей. Эта модель в словесном описании представляет собой зависимость, согласно которой себестоимость нового изделия равна себестоимости базового, умноженной на один минус среднегодовое снижение себестоимости в процентах, деленное

на сто, в степени, равной длительности подготовки производства. Полученная величина дополнительно умножается на произведение коэффициентов изменения каждого технико-эксплуатационного показателя в степени, показывающей степень влияния данного показателя на затраты. Затем прибавляются дополнительные расходы на улучшение социальных параметров.

Ключевое преимущество этой модели – ее устойчивость к старению. Все изменения цен на материалы, тарифов на электроэнергию, уровня заработной платы, производительности труда отражаются в себестоимости базового изделия, которая входит в формулу. Поэтому модель остается точной при переходе к последующим поколениям продукции.

В процессе проектирования необходимо постоянно сравнивать ожидаемую себестоимость (рассчитанную по модели) с лимитной. Если ожидаемая себестоимость превышает лимит, требуется искать новые технические решения – изменять конструкцию, заменять материалы, упрощать технологию. Если несколько вариантов укладываются в лимит, выбор наилучшего производится по критерию максимума ожидаемой прибыли: прибыль по варианту равна разнице между верхним пределом цены и суммой косвенных налогов и себестоимости, умноженной на планируемый объем продаж.

7. Система премирования за повышение конкурентоспособности. Любая система управления не будет работать без создания материальной заинтересованности исполнителей в достижении поставленных целей. Поэтому логическим завершением предлагаемого комплекса экономических методов является система премирования работников, участвующих в технической подготовке производства.

Основное условие премирования – получение дополнительного экономического эффекта от повышения конкурентоспособности за счет улучшения качества и снижения себестоимости по сравнению с плановыми показателями. Эффект рассчитывается как сумма двух составляющих. Первая составляющая – это превышение фактического верхнего предела цены над плановым, умноженное на программу выпуска (экономия от того, что реальное качество оказалось выше запланированного). Вторая составляющая – это превышение лимитной себестоимости над фактической, умноженное на программу выпуска (экономия от снижения затрат).

Премированию подлежат работники, непосредственно участвующие в создании нового изделия. В качестве показателя премирования используется величина дополнительного экономического эффекта, приходящегося на одного разработчика в год. Эта величина отражает интенсивность и результативность работы проектировщиков по повышению конкурентоспособности.

Процент премирования находится в гиперболической зависимости от показателя премирования. При малых значениях эффекта процент высок (до пятидесяти), при очень больших значениях процент снижается, но абсолютный размер вознаграждения растет. Такая шкала стимулирует достижение значительных результатов при разумной численности проектировщиков и разумных сроках разработки.

Источником выплат является фонд потребления предприятия. Премия выдается в два этапа: тридцать процентов авансом после завершения технической подготовки производства (исходя из ожидаемого эффекта) и окончательный расчет после первого года серийного производства (по фактическим данным с зачетом аванса). Такая схема стимулирует не просто разработку, а реальный рыночный успех продукции [5].

8. Методология управления как непрерывный процесс. Итогом исследования стала целостная методология управления конкурентоспособностью продукции, охватывающая все этапы – от маркетинговых исследований до снятия изделия с производства.

Первый этап – прогнозное планирование. На основе анализа тенденций научно-технического прогресса и действий конкурентов определяются технико-эксплуатационные параметры, которые будут востребованы на момент выхода нового изделия на рынок. Эти параметры закладываются в техническое задание.

Второй этап – установление экономических ограничений. Для запланированных параметров рассчитывается верхний предел цены (по одной из трех формул в зависимости от типа продукции). Если разработка длится несколько лет, цена базового аналога корректируется на прогнозируемое среднегодовое снижение цен. Затем из верхнего предела выводятся лимитная цена с учетом коэффициента риска и лимитная себестоимость.

Третий этап – многовариантное проектирование. На ранних стадиях разработки ожидаемая себестоимость прогнозируется по многофакторной модели и сравнивается с лимитной. При превышении лимита ищутся альтернативные технические решения. Из вариантов, укладывающихся в лимит, выбирается тот, который дает максимальную ожидаемую прибыль.

Четвертый этап – материальное стимулирование. После завершения технической подготовки и первого года серийного производства фактические показатели сравниваются с плановыми. При достижении улучшений начисляется премия разработчикам.

Пятый этап – рыночная адаптация. Продукция выпускается, фактическая отпускная цена устанавливается в интервале между верхним и нижним пределами. По мере усиления конкуренции предприятие может снижать цену, оставаясь в прибыльном диапазоне. Когда цена достигает лимитного нижнего предела, дальнейшее снижение прекращается.

Шестой этап – оценка результатов. Рассчитывается дополнительный экономический эффект производителя и потребителя. Положительные значения обоих показателей свидетельствуют об успешной реализации инновационного проекта.

Заключение. Разработанная система экономических методов управления конкурентоспособностью продукции обладает рядом преимуществ по сравнению с существующими аналогами.

Во-первых, она переносит акцент со статической оценки на динамическое управление. Конкурентоспособность рассматривается не как раз

и навсегда данное свойство, а как процесс непрерывной адаптации к изменяющимся рыночным условиям.

Во-вторых, система сбалансированно учитывает интересы обеих сторон рыночных отношений. Коэффициент конкурентоспособности продукции отражает привлекательность товара для потребителя, а коэффициенты потенциальной и реальной конкурентоспособности производства характеризуют экономическую выгоду для производителя.

В-третьих, в основе расчетов лежат экономически обоснованные величины – верхний и нижний пределы цены, лимитная себестоимость, прогнозируемые параметры. Это позволяет минимизировать субъективность экспертных оценок, свойственную традиционным методам.

В-четвертых, методология обеспечивает предсказуемость экономических результатов на самых ранних стадиях разработки. Сопоставление ожидаемой и лимитной себестоимости позволяет своевременно отсекалть неэффективные проекты, не доводя их до стадии производства.

В-пятых, система премирования создает прямую материальную заинтересованность конструкторов и технологов в достижении высоких показателей качества при минимальных затратах.

Практическая апробация предложенных методов на ряде промышленных предприятий подтвердила их действенность и экономическую эффективность. Рекомендуются широкое внедрение данной методологии на промышленных предприятиях, а также использование в учебном процессе при подготовке экономистов и инженеров.

ЛИТЕРАТУРА

1. Плясунков, А. В. Экономический метод оценки конкурентоспособности продукции / А. В. Плясунков // Механизмы реализации устойчивого развития экономики и общества. – Мн., 1999. – С. 61–64.
2. Плясунков, А. В. Система количественной оценки конкурентоспособности продукции / А. В. Плясунков // Вестник БГЭУ. – 2000. – № 2. – С. 58–59.
3. Демидов, В. И. Оценка конкурентоспособности товаров народного потребления длительного пользования / В. И. Демидов, А. В. Плясунков // Маркетинг, реклама и сбыт. – 2001. – № 2. – С. 9–14.
4. Демидов, В. И. Установление цен на новые средства труда и оценка их конкурентоспособности / В. И. Демидов, А. В. Плясунков // Экономика. Финансы. Управление. – 2001. – № 8. – С. 77–82.
5. Плясунков, А. В. Разработка системы премирования конструкторов и технологов / А. В. Плясунков // Экономика. Финансы. Управление. – 2001. – № 3. – С. 100–109.

Поступила 07.04.2026

Сидоренко К. Р.

**УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА
ИЗНАШИВАНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ
ПРИ ТРЕНИИ ПО ФТОРПОЛИМЕРНЫМ КОМПОЗИЦИЯМ**

*ГП «Научно-технологический парк БНТУ «Политехник»,
Минск, Беларусь*

Одна из составляющих процесса резания – это трение обрабатываемого материала по передней и задней поверхности инструмента. Изучение процесса трения в паре фторопласт – инструментальный материал, которым могут быть как быстрорежущие стали, так и твердые сплавы, вызывает особый интерес. Актуальность данная проблема приобретает в связи с расширением областей применения фторопластов и их композиций. Высокая химическая инертность, значительная пластичность и низкий коэффициент трения этих полимерных материалов создают нестандартные условия при их обработке резанием. Слабая изученность процесса износа инструментальных материалов по различным типам фторопластов и сложность существующих машин износа создает трудности по подбору инструментального материала, что влечет за собой увеличение сроков производства и себестоимости изготовления изделия. В данной статье рассмотрен вариант исполнения установки для исследования процесса износа инструментальных материалов по фторопласту.

На изготовление режущего инструмента ежегодно расходуются тысячи тонн дорогостоящей инструментальной стали и твердых сплавов, содержащих ценные легирующие элементы (вольфрам, кобальт, титан и др.). Однако эффективность использования инструмента еще недостаточно высока. На некоторых предприятиях поломка инструмента достигает 30 %, а износ инструмента до затупления чрезмерно велик. Преждевременный выход из строя большого количества инструмента приводит к простоям оборудования, к излишней затрате материалов и рабочей силы. Поэтому создание компактных устройств для исследования износа для установления оптимальных режимов работы и поиск путей повышения износостойкости имеет огромное народнохозяйственное значение. [1] По данным фирмы SANDVIK COROMANT [2] на ее экспериментальных установках в исследовательских целях ежегодно истирается около 25 000 режущих граней в год и при этом снимается до 180 тонн стружки.

Износ представляет собой сложный процесс постепенного разрушения и удаления материала с поверхности твердых тел при их относительном перемещении и взаимодействии с внешней средой. Этот процесс сопровождается

изменением геометрии, структуры и физико-механических свойств поверхностного слоя, что, в свою очередь, приводит к снижению эксплуатационных характеристик деталей и узлов машин. В современной трибологии выделяют несколько основных механизмов износа: абразивный, адгезионный, усталостный, коррозионный (в том числе трибокоррозионный), эрозионный и трибоэлектрический. Абразивный износ обусловлен механическим срезанием материала под действием твердых частиц или микронеровностей; адгезионный возникает вследствие локального схватывания и последующего отрыва частиц поверхности; усталостный характеризуется накоплением циклических напряжений и образованием трещин; коррозионный определяется химическим взаимодействием материала с окружающей средой; эрозионный формируется под влиянием потоков частиц или жидкой среды; трибоэлектрический связан с электрическими явлениями в зоне контакта и может приводить к структурным изменениям поверхностного слоя. Каждый из этих механизмов оказывает специфическое влияние на скорость разрушения материала, изменение коэффициента трения, тепловыделение и стабильность работы трибосистем.

На практике износ редко протекает в «чистом» виде, как правило, наблюдается комплексное взаимодействие нескольких механизмов одновременно. Их взаимное влияние может как ускорять разрушение поверхности, так и способствовать формированию защитных структур, модифицирующих характер трения. Исследование этих процессов имеет фундаментальное значение для повышения надежности и долговечности машин, оптимизации конструктивных решений и обоснованного выбора материалов.

Целью работы является разработка и экспериментальная апробация компактной установки для исследования изнашивания инструментальных материалов при обработке фторопластовых композиций.

Особую актуальность данная проблема приобретает в связи с расширением областей применения фторопластов и их композитов. Высокая химическая инертность, значительная пластичность и низкий коэффициент трения этих полимерных материалов создают специфические условия при их обработке резанием. Взаимодействие фторопластов с лезвийным режущим инструментом оказывает комплексное влияние на форму и структуру стружки, тепловыделение, образование наростов на кромке инструмента и др. Следовательно, изучение механизмов изнашивания лезвийных режущих инструментов при обработке фторопластов является необходимым условием для разработки оптимальной геометрии инструментов и выбора рациональных режимов резания, обеспечивающих высокое качество обработки и долговечность технологического оборудования.

Для исследования процессов трения и изнашивания широко применяются специализированные лабораторные установки, такие как УМП-2168, СМЦ-2, ПВ-7, Х4-Б, МИ-1М, а также различные конструктивные решения, защищенные патентами [3–6]. Указанные устройства ориентированы преимущественно на проведение стандартизированных испытаний в условиях стационарных лабораторий и реализуют классические схемы контактного взаимодействия.

Машина трения Х4-Б предназначена для испытаний цилиндрических образцов по закрепленному абразиву: вращающийся металлический диск с абразивной шкуркой взаимодействует с прижатым грузом образцом, возможна работа по одному или свежему следу. Основные недостатки – фиксированная кинематика, ограниченные режимы нагружения и ориентация только на абразивный износ. Установка громоздкая, стационарная и требует квалифицированного персонала.

Машина МИ-1М применяется для испытаний антифрикционных материалов при качении и скольжении. Несмотря на универсальность режимов, она отличается высокой инерционностью, сложной перенастройкой и необходимостью регулярной калибровки. Эксплуатация требует специально оборудованного помещения и подготовленного оператора.

Машина ПВ-7 используется для сравнительных испытаний абразивной износостойкости по закрепленному и незакрепленному абразиву с весовой оценкой износа. Методика обеспечивает воспроизводимость, но увеличивает длительность испытаний и требует дополнительного оборудования. Установка стационарная, громоздкая и ориентирована преимущественно на металлические образцы.

Машина СМЦ-2 – универсальная лабораторная установка для схем «диск-диск», «диск-колодка» и «вал-втулка». Оснащена электромеханическим приводом, механизмом нагружения и измерительными системами; масса превышает 500 кг. Сложная кинематика и крупные габариты затрудняют эксплуатацию и обслуживание.

Следует отметить, что приведенные диапазоны нагрузок носят ориентировочный характер и определяются конструктивными особенностями установок и применяемыми методиками испытаний.

Патентные решения [3–6] направлены главным образом на совершенствование отдельных элементов трибологических установок – систем нагружения, фиксации образцов или регистрации параметров. Однако большинство предложенных конструкций сохраняет общую концепцию стационарной машины с развитой механической частью, что не устраняет ключевые недостатки, связанные с габаритами, сложностью эксплуатации и отсутствием мобильности.

Обобщая анализ существующих машин трения, следует отметить их большие габариты и массу, что исключает мобильность и требует размещения в специализированных лабораториях. Конструкции отличаются сложной механической частью, редукторами, нагружающими и измерительными узлами, что усложняет обслуживание и требует квалифицированного персонала. Установки ориентированы главным образом на стандартные схемы контакта и испытания металлических материалов в условиях абразивного износа, что ограничивает гибкость режимов и адаптацию к полимерам. Перенастройка под новые образцы трудоемка, а эксперименты часто требуют дополнительного оборудования и времени. Эти факторы снижают пригодность традиционных

машин для оперативных исследований, особенно при изучении износа полимеров, например фторопласта, где необходимы малые нагрузки, широкий диапазон скоростей и быстрая смена режимов.

Таблица 1 – Характеристики известных машин трения

Установка	Масса, кг	Мобильность	Тип контакта	Диапазон нагрузок, Н	Измерение износа	Особенности
Х4-Б	~150-200	Нет	Абразивный (диск-образец)	10–100	Весовой	Только абразивный износ
МИ-1М	~300	Нет	Качение/скольжение	50–500	Комплексный	Сложная настройка, высокая инерция
ПВ-7	~200	Нет	Абразивный	20–200	Весовой	Длительные испытания
СМЦ-2	~500	Нет	Диск-диск, вал-втулка	50–1000	Комплексный	Универсальность, громоздкость
Предлагаемая установка	~10	Да	Близкий к резанию (боковой контакт)	1–100	Весовой + силовой (тензодатчик)	Компактность, мобильность, простота

В то же время в ходе проведенных авторами экспериментов установлено, что при обработке фторопластовой композиции наблюдается значительный износ режущего инструмента. Данный факт свидетельствует о необходимости дополнительного исследования механизмов изнашивания и разработки обоснованных параметров лезвийного инструмента, обеспечивающих повышение его стойкости и эффективности обработки [7].

Актуальность рассматриваемой тематики подтверждается также результатами современных научных исследований. Так, в работе [8] для изучения трибосистем с композиционными полимерными покрытиями в условиях возвратно-поступательного движения и повышенных нагрузок было разработано специализированное стендовое оборудование. Созданная установка обеспечивала возможность исследования характеристик трения и процессов изнашивания покрытий во всем диапазоне нагрузочно-скоростных и температурных воздействий.

Научная новизна работы заключается в разработке компактной мобильной установки для исследования изнашивания инструментальных материалов при обработке фторопластовых композиций, обеспечивающей моделирование условий, близких к процессу продольного резания. В отличие от существующих решений реализовано конструктивное разделение сило-

вой и измерительной зон, что позволяет снизить влияние вибраций и повысить точность измерений. Дополнительно предложена схема нагружения и локализованной подачи воздушной смазывающе-охлаждающей среды в зону контакта, обеспечивающая стабильность экспериментальных условий и расширение диапазона исследуемых режимов. Разработка подобного экспериментального оборудования свидетельствует о высокой научной и практической значимости исследований трибологических свойств фторопластсодержащих материалов и подтверждает необходимость создания адаптированных установок для изучения их поведения в различных режимах нагружения.

В связи с этим была сконструирована компактная и мобильная установка для измерения износа инструментальных материалов по различным маркам фторопластовых композиций, общий вид которой показан на рис. 1–3.

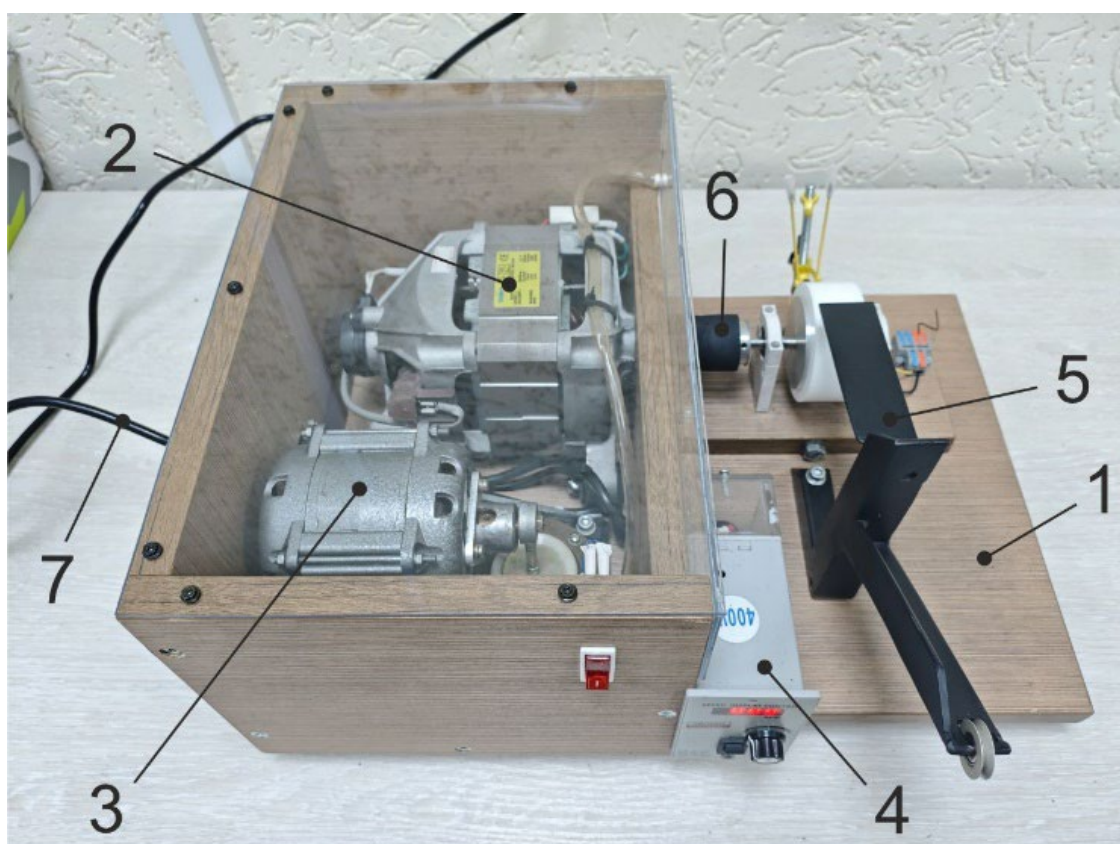


Рис. 1. Установка для исследования процесса износа

Установка (рис. 1) представляет собой устройство, расположенное на корпусе 1. Корпус 1 выполнен из ДСП панели толщиной 16 мм. Выбор данного материала обусловлен его достаточной механической прочностью, жесткостью на изгиб и устойчивостью к локальным нагрузкам при относительно небольшой массе и доступности.

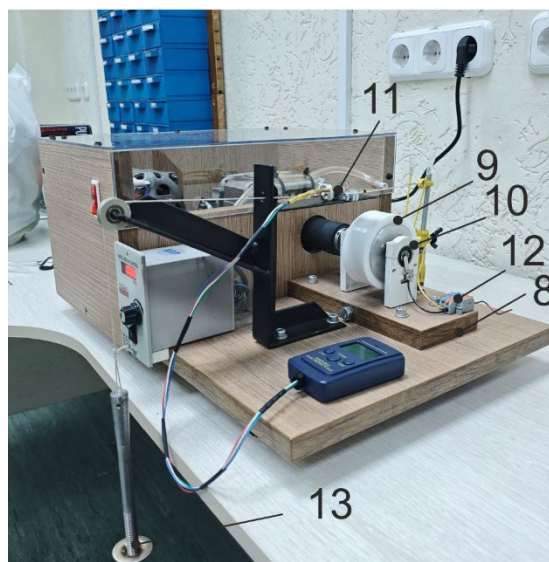


Рис. 2. Рабочая зона установки. Вид слева



Рис. 3. Рабочая зона установки. Вид справа.

- 1 – корпус; 2 – электродвигатель; 3 – компрессор; 4 – электронный регулятор оборотов с функцией поддержания мощности; 5 – уголок; 6 – муфта;
7 – кабель питания; 8 – платформа; 9 – заготовка; 10 – стойки;
11 – тензодатчик; 12 – клеммный зажим; 13 – ось для грузов; 14 – наклонная шпилька;
15 – механизм крепления пластины; 16 – шаровый шарнир

Конструктивно установка разделена на две функциональные зоны – силовую и экспериментальную. В силовой зоне размещены привод главного движения заготовки – асинхронный однофазный электродвигатель 2 коллекторно-бесщеточного типа, поршневой компрессор 3 системы воздушного охлаждения и электронный регулятор оборотов с функцией поддержания мощности 4. В экспериментальной зоне располагаются уголок 5 с подвешенной на капроновой нити оси для грузов 13, тензодатчик 11, вращающаяся фторопластовая заготовка 9 и наклонная шпилька 14 с закрепленной пластинкой из инструментального материала. Такое разделение имеет принципиальное значение: оно минимизирует влияние вибраций, теп-

ловыделения и электромагнитных помех от силовых агрегатов на измерительные процессы в зоне эксперимента. Пространственное разнесение узлов повышает точность регистрации усилий и электрических параметров, а также облегчает доступ к рабочей зоне при перенастройке.

Ось, на которой располагается оправка с заготовкой, соединена с валом электродвигателя при помощи гибкой муфты 6, представляющей собой плотный резиновый шланг с кордом, что позволяет компенсировать небольшие осевые и радиальные несоосности, снижает передачу вибраций и обеспечивает мягкое сцепление валов при вращении. Оправка с заготовкой представляет собой цилиндр с фланцем, на который надевается заготовка 9 и фиксируется на оправке при помощи прижимной шайбы. Заготовка фторопластовой композиции имеет форму полого цилиндра. В оправке выполнены глухие отверстия с резьбой М4, в которые устанавливаются винты, фиксирующие шайбу и обеспечивающие надежное прижатие торца заготовки к фланцу.

Вал с установленной оправкой вращается в однорядных шариковых подшипниках, закрепленных в вертикальных стойках. Стойки состоят из нижней части, жестко зафиксированной на платформе, и верхней съемной крышки. Крепление крышки к стойке осуществляется двумя парами винтов и гаек, утопленных внутри корпуса каждой стойки.

В качестве системы нагружения пластины применен балочный тензодатчик 11, оснащенный двумя уголками с отверстиями и подвесным узлом в виде нити и крюка. Датчик работает на растяжение и регистрирует усилие независимо от ориентации внешнего корпуса, что повышает универсальность системы и упрощает ее интеграцию в установку. Для удобства перенастройки предусмотрен быстроразъемный крючок на нити, перекинутой через шкив уголка 5. С целью подавления колебаний тензодатчик опирается на широкую горизонтальную полосу, неразъемно закрепленную на уголке со стороны заготовки, что стабилизирует показания и снижает влияние динамических возмущений. Регистрация усилий резания осуществляется на цифровом индикаторе весов, вынесенном отдельно от тензодатчика.

Контакт инструмента с вращающейся заготовкой осуществляется сбоку цилиндрической поверхности, а не с торца, что позволяет реализовать схему трения, близкую к условиям продольного резания. Для размещения режущего элемента используется наклонная шпилька с пазом под пластинку. В данной установке реализуется пара трения диск-колодка, где диском является цилиндрическая фторопластовая заготовка, а колодкой является испытуемый режущий элемент. В качестве режущих элементов применяются многогранные пластины. Применение пластин обеспечивает высокую универсальность экспериментальной установки, поскольку позволяет использовать пластины различных геометрий и из различных инструментальных материалов (например, быстрорежущих сталей, твердых сплавов и т. д.) без изменения конструкции узла крепления.

Наклонная шпилька установлена в шаровом шарнире, ориентированном горизонтально относительно корпуса установки. Шаровой шарнир

предоставляет несколько степеней свободы, включая вращательные перемещения вокруг нескольких осей, что позволяет точно ориентировать пластинку в пространстве и воспроизводить различные схемы контакта. Фиксация шарового шарнира осуществляется в сквозном пазу платформы посредством болта М6, затягиваемого с противоположной стороны. При этом создается сжимающее усилие, передаваемое на платформу, что приводит к жесткому зажатию шарнира и исключает его самопроизвольное смещение в процессе эксперимента.

Зона контакта пластинки из инструментального материала с заготовкой расположена в средней части цилиндра. Это позволяет исключить краевые эффекты, связанные с неравномерным распределением напряжений и тепловых потоков. Центральное расположение контактной зоны обеспечивает более симметричное нагружение заготовки, снижает влияние изгибных моментов и повышает воспроизводимость условий трения, что особенно важно при исследовании износа инструментальных материалов по фторопласту.

Для фиксации оправки с пазом под пластинку на наклонной шпильке предусмотрена прямая часть с лыской, на которую упирается фиксирующий винт. Соединение шарового шарнира с наклонной шпилькой реализовано через переходную втулку с резьбы М8 на М6, выполненную в виде двух сваренных удлиненных гаек, что позволило использовать стандартные крепежные элементы без изготовления сложных переходных деталей.

Оправка для крепления пластинки выполнена в виде втулки с двумя «ушами» и пазом между ними. Расстояние между «ушами» на 0,5 мм превышает толщину пластинки, что создает небольшой зазор, обеспечивающий ее самоустановку в горизонтальном положении относительно оси вращения заготовки. Дополнительным преимуществом является возможность использования пластинок различной формы (трех-, четырех-, пяти-, шести-, восьмиугольных и др.), что значительно расширяет номенклатуру применяемых инструментальных материалов при минимальном усложнении конструкции. Фиксация пластинки осуществляется осью от оргтехники со стопорными кольцами, что обеспечивает крайне простую замену: достаточно снять кольцо, извлечь ось и вынуть пластинку вбок. С обратной стороны оправки расположен винт типа «барашек», позволяющий быстро и точно перемещать оправку вдоль шпильки и фиксировать ее без применения инструмента, что существенно ускоряет перенастройку установки.

При точении материалов для снижения температуры в зоне резания и износа инструмента применяются смазывающе-охлаждающие технологические среды (жидкости, эмульсии, масляные композиции и сжатый воздух). Для фторопластов их использование незначительно влияет на качество поверхности и стойкость инструмента из-за низкого коэффициента трения и невысокой теплопроводности материала, а также может способствовать налипанию стружки и загрязнению поверхности. В современных исследованиях рекомендуется сухое точение или воздушное охлаждение, обеспечи-

вающее отвод тепла без введения посторонней среды. Преимущество воздушного охлаждения заключается в обеспечении эффективного теплоотвода при сохранении чистоты технологического процесса и минимальном воздействии на трибологические свойства инструмента и заготовки.

В разработанной установке реализована система непрерывной подачи воздушной СОТС в зону резания, ориентированная на длительную и стабильную работу. На оправке для крепления пластинки выполнены специальные «усы» из тонкой гибкой металлической полосы, к которым припаяны иглы, направленные на пластинку. Направленная подача воздуха повышает локальную эффективность теплоотвода и позволяет целенаправленно воздействовать на наиболее нагруженные участки режущей кромки. Гибкость металлической полосы обеспечивает точную настройку положения игл, что повышает универсальность системы при использовании пластинок различных форм и размеров.

В качестве источника подачи воздуха использован поршневой компрессор. Он развивает давление порядка 0,1 МПа при потребляемой мощности около 60 Вт. Особенностью поршневой схемы является импульсный характер подачи воздуха, обусловленный циклической работой поршня. Следует отметить, что влияние импульсного воздушного потока на эффективность теплоотвода в зоне резания по сравнению с полностью стационарным потоком изучено недостаточно, однако пульсации могут способствовать дополнительной турбулизации струи и интенсификации конвективного теплообмена.

В воздушную линию встроен охладитель для воздушной СОТС, в который подается воздух от поршневого компрессора. На выходе охладителя установлен разветвитель для распределения потоков воздуха, после чего воздух подается на иглы, направленные на обрабатываемую пластинку.

Установка работает следующим образом. Многогранная пластинка из инструментального материала закрепляется в механизме крепления пластины 15 и устанавливается на требуемую высоту установки относительно оси центров заготовки. К верху шпильки зацепляется нитка с крючком от тензодатчика 11, с противоположной стороны тензодатчика к нему присоединяется перекинутая через шкив уголка 5 нить с осью для грузов 13 и опускается вниз. В нижней части оси располагается опорная шайба, на которую устанавливаются поверенные подвесные гири для механических весов с клеймом.

Затем установка включается в сеть 220 В. На электронном регуляторе оборотов устанавливается требуемое количество оборотов в соответствии со скоростью резания при обработке полимеров на станке. Заготовка вращается против часовой стрелки. Это предоставляет возможность оценивать поведение материала при движении в обратном направлении, выявлять асимметричное разрушение поверхностного слоя, учитывать эффекты перекрестного трения и более полно моделировать реальные условия эксплуатации, где направление нагрузки может меняться.

Спустя некоторое время, предусмотренное планом эксперимента, установку выключают и снимают испытуемую пластинку. В дальнейшем поверхность, непосредственно контактирующую с фторопластовой заготовкой, исследуют различными методами (визуальным методом, методом взвешивания, с помощью радиоактивных изотопов и др.) и устанавливают эмпирические зависимости износа от факторов эксперимента. Для количественной оценки изнашивания могут быть использованы стандартные трибологические зависимости, такие как интенсивность износа, коэффициент трения и путь трения.

В результате проведенных первичных экспериментов подтверждена работоспособность разработанной установки и возможность ее применения для исследования изнашивания инструментальных материалов при обработке фторопластовых композиций.

На рис. 2 представлены изображения задней поверхности сменной многогранной пластины до и после проведения испытаний при фиксированных режимах обработки. Анализ микрофотографий показывает наличие следов изнашивания в зоне контакта, выражающихся в формировании площадки износа и изменении микрорельефа поверхности.

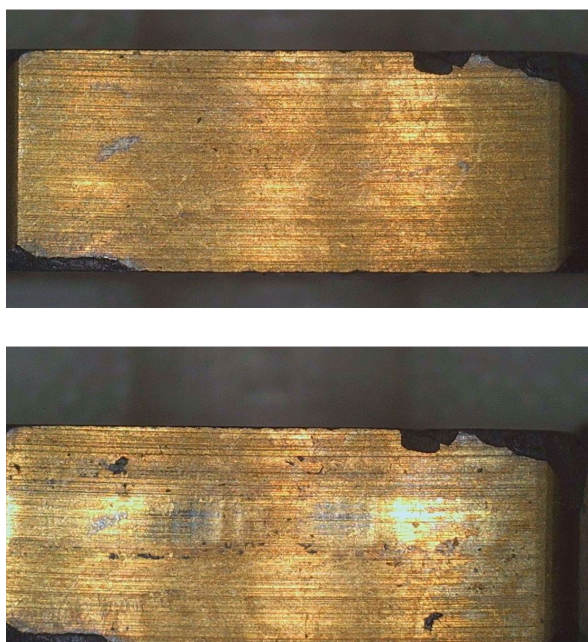


Рис. 4. Состояние задней поверхности пластинки: до испытаний (слева) и после испытаний (справа). Материал пластинки – TiN , материал заготовки – Ф4К20, $V = 235$ м/мин, $F = 10$ Н, $t = 600$ с

Полученные результаты подтверждают адекватность реализованной схемы нагружения и воспроизводимость условий трения, приближенных к условиям процесса резания. Установлено, что характер износа определяется преимущественно адгезионным механизмом с элементами абразивного воздействия.

Спроектированная и изготовленная установка является мобильным устройством, достаточно компактным и простым в эксплуатации и обладает широкими функциональными возможностями. Исследования, проведенные

с помощью такого устройства, позволят существенно понять процесс износа инструментальных материалов по фторопластовым композициям и дать практические рекомендации по подбору инструментального материала.

ЛИТЕРАТУРА

1. Казаков, Н. Ф. Скоростной метод определения износа инструмента / Н. Ф. Казаков // Достижения науки и производства. – 2023. – № 4. – 12–18 с.
2. Петрушин, С. И. Теоретические основы оптимизации режущей части лезвийных инструментов / С. И. Петрушин – М. : Машиностроение, 2020. – 256 с.
3. Патент РФ № 156176 U1, Int. Cl. G01N 3/56 (2006.01). Способ обработки материалов : № 2015109424/28 : заявлено 17.03.2015 : опубл. 10.11.2015 / М. Г. Шалыгин, А. В. Киселева ; заявитель Брянский государственный технический университет. – 2 с.
4. Патент РФ № 131488 U1, Int. Cl. G01N 3/56 (2006.01). Инструмент для резки материалов : № 2013109266/28 : заявлено 01.03.2013 : опубл. 20.08.2013 / А. А. Татулян, Ю. Н. Цветков, С. А. Сабуров ; заявитель Государственный университет морского дела и речного флота имени адмирала С.О. Макарова – 2 с.
5. Патент РФ № 2290622 C1, Int. Cl. G01N 3/56 (2006.01), G01N 9/02 (2006.01). Станок для обработки деталей : № 2005116150/28 : заявлено 27.05.2005 : опубл. : 27.12.2006 / В. В. Тарасов, А. В. Чуркин, И. С. Черепанов ; заявитель Институт прикладной механики УрО РАН. – 7 с.
6. Патент СССР № 1714456 A1, Int. Cl. G01N 3/56. Способ механической обработки : № 4783369/28 : заявлено 04.12.1989 : опубл. 23.02.1992 / И. Д. Мокрицкий, Б. В. Губка ; заявитель Тернопольский филиал Львовского политехнического института. – 4 с.
7. Сидоренко, К. Р. Измерение и анализ силовых параметров резания стали 45 и фторопласта Ф4К20 / К. Р. Сидоренко, Г. А. Вершина // Материалы Международной научно-практической конференции «Образование – Наука – Инновации: контуры инновационно-технологического и образовательного сотрудничества», г. Борисов. – 2025. – С. 21–25.
8. Нихотина, Н. В. Применение антифрикционных композиционных фторопластосодержащих покрытий при возвратно-поступательном движении: дис. ... канд. техн. наук / Надежда Владимировна Нихотина. – РнД., 2023. – 175 с.

Поступила 09.03.2026

Фролов Ю. И.¹, Девойно О. Г.¹, Фролов И. С.²

**ВЛИЯНИЕ МОДИФИЦИРУЮЩИХ НАНОДОБАВОК НА
ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ, СТРУКТУРУ
И ФАЗОВЫЙ СОСТАВ ОКСИДОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА
АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВАХ**

1. Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

2. Белорусская государственная академия связи, Минск, Беларусь

Приведены результаты исследования влияния наноразмерных модифицирующих добавок на структуру, фазовый состав и физико-механические свойства оксидокермического покрытий на алюминиевой основе. Установлено, что введение модифицирующих добавок приводит к интенсификации процесса формирования оксидокермического покрытия, а также к росту его толщины и микротвердости.

Общие сведения о керамических модифицирующих добавках. Наиболее востребованными материалами для создания элементов пар трения являются алюмооксидная (Al_2O_3) и циркониевая (ZrO_2) керамики. Эти материалы обладают рядом отличительных свойств, среди которых высокая твердость, устойчивость к износу, а также химическая инертность. Тем не менее, каждый из них имеет свои ограничения. Например, керамика на основе оксида алюминия отличается наименьшей вязкостью разрушения среди конструкционных керамик. В то же время диоксид циркония, демонстрируя высокую прочность на изгиб (до 1000 МПа) и трещиностойкость [1], подвержен деградации механических характеристик во влажной среде при нагреве до 300 °С.

Решением данной проблемы стало создание композиционных материалов путем сплавления этих оксидов – корундоциркониевой керамики (КЦК). Введение высокотвердых частиц Al_2O_3 повышает общую твердость композита, а метастабильные включения ZrO_2 обеспечивают эффект трансформационного упрочнения. Переход тетрагональной фазы ZrO_2 в моноклинную в очагах распространения трещин, приводит к повышению трещиностойкости материала. Помимо этого, действуют и другие механизмы торможения разрушения, такие как микрорастрескивание и экранирование. В результате такая композиционная керамика демонстрирует повышенную износостойкость [2]. Сформированные на ее основе покрытия отличаются высокими значениями микротвердости (до 19 ГПа) и содержанием как низко-, так и высокотемпературных модификаций Al_2O_3 .

Альтернативой оксидным материалам выступает нитрид бора (BN). Он отличается высокой температурой плавления (2 000 °С), твердостью (до 9 по

шкале Мооса), низким коэффициентом трения и отличными изоляционными свойствами. Однако традиционная технология спекания приводит к получению материала с высоким модулем упругости (свыше 700 ГПа) и, как следствие, повышенной хрупкостью. Введение гексагонального нитрида бора в покрытия, например, формируемые микродуговым оксидированием (МДО), позволяет добиться уникальных трибологических характеристик. BN действует как твердая смазка, снижая адгезионный износ и внутренние напряжения в материале при циклических тепловых нагрузках благодаря своему низкому коэффициенту термического расширения.

Схожими преимуществами и недостатками обладает и карбид вольфрама (WC). Имея высокую твердость (9 баллов по Моосу), тугоплавкость (2 780 °C) и химическую стойкость, он также склонен к хрупкому разрушению в чистом виде. Однако в композиции с оксидом алюминия ($Al_2O_3 + WC$) удастся сохранить твердость и одновременно повысить вязкость и износостойкость материала. В покрытиях WC способен формировать градиентные структуры, концентрируясь в поверхностных слоях, приводя к увеличению микротвердости до 17 ГПа.

Особое место занимает оксид хрома (Cr_2O_3) – тугоплавкий ($t_{пл} = 2\,435\text{ °C}$), плотный (около 5,23 г/см³) порошок зеленого цвета. По твердости он сопоставим с корундом. Его ключевая особенность – способность формировать химически стойкие пассивирующие слои. Вводимый в состав покрытий, Cr_2O_3 не только упрочняет структуру, но и «залечивает» поры, создавая эффективный барьер для проникновения агрессивных сред.

Материалы и методика исследования. Формирование покрытий осуществляли на основе из высокопрочного алюминиевого сплава марки В95. Процесс микродугового оксидирования (МДО) вели в течение 90 минут при следующих электрических параметрах: напряжение от 250 до 300 В, частота тока 50 Гц, катодная плотность тока 55 А/дм². Рабочим раствором служил силикатно-щелочной электролит на дистиллированной воде, содержащий 4 г/л жидкого натриевого стекла (Na_2SiO_3) и 2 г/л гидроксида калия (KOH). Для получения композиционных покрытий в базовый электролит последовательно вводили суспензии, содержащие наноразмерные порошки оксида циркония (ZrO_2), оксида хрома (Cr_2O_3), нитрида бора (BN) и карбида вольфрама (WC). Концентрация каждой из добавок составляла 4 г/л. Для повышения агрегативной устойчивости суспензий применяли ультразвуковое диспергирование.

Исследование фазового состава и микроструктуры сформированных оксидных слоев выполняли с помощью рентгеноструктурного анализа и оптической металлографии. Рентгеновские дифракционные спектры регистрировали на дифрактометре ДРОН-3М в монохроматизированном $CuK\alpha$ -излучении. Съемку проводили по точкам с шагом 0,1° и экспозицией 20 секунд в каждой точке, используя метод вторичного монохроматора. Анализ морфологии поверхности, а также структуры покрытий на поперечных шлифах

выполняли на металлографических микроскопах МИМ-8 и JX-200E. Дюрометрический анализ проводили на приборе ПМТ-3 при варьировании нагрузки на алмазную пирамиду (0,20 и 0,49 Н) в зависимости от характера исследуемой зоны.

Результаты исследований. На рис. 1 представлена структура поверхности исходных образцов.

На рис. 2 представлены микроструктуры керамического покрытия (КП) на сплаве В95, полученные в базовом (а) и модифицированном оксидом циркония ZrO_2 (б), нитридом бора BN (в), оксидом хрома Cr_2O_3 (г), карбидом вольфрама WC (д) электролите.

Исследование металлографических результатов показало, что сформированные покрытия характеризуются меньшей степенью пористости и отчетливо выраженной границей раздела с металлом-основой по сравнению с исходным оксидокерамическим покрытием. Установлено, что введение наноразмерных модификаторов заметно влияет на процессы структурообразования на алюминиевом сплаве В95. Данное воздействие выражается, в частности, в увеличении скорости формирования покрытия, что фиксируется фактом роста его конечной толщины δ , которая представлена в табл. 1.

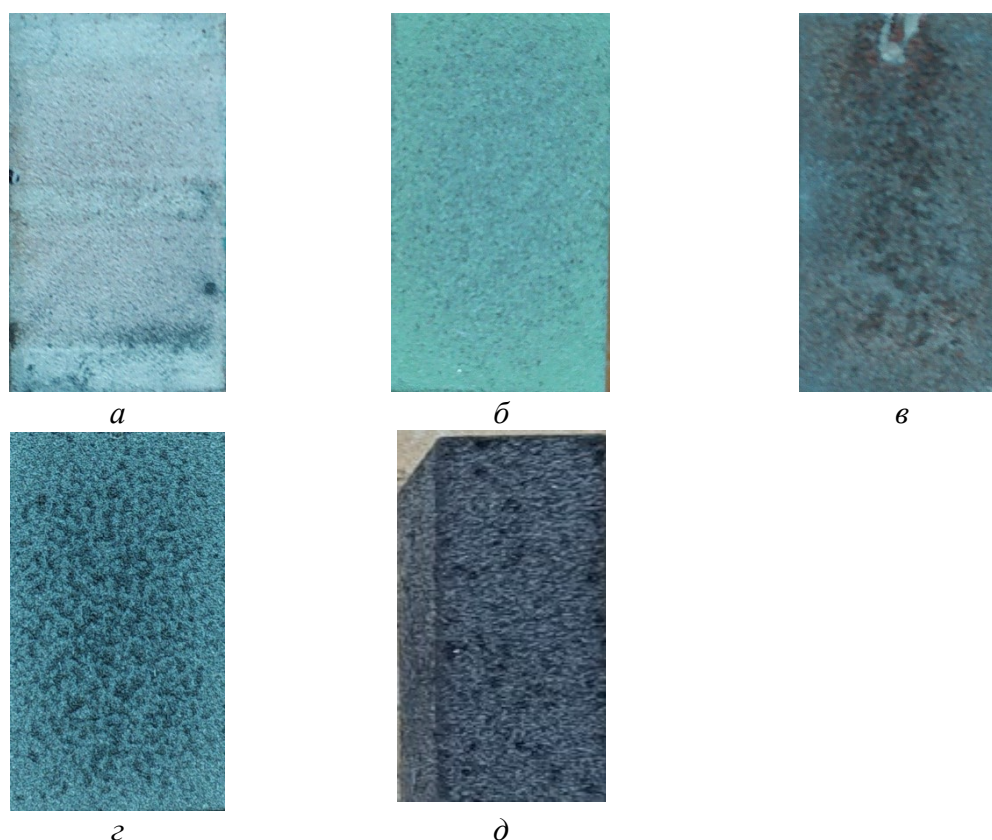


Рис. 1. Структура поверхности исходных образцов полученных в базовом (а) и модифицированном оксидом циркония ZrO_2 (б), нитридом бора BN (в), оксидом хрома Cr_2O_3 (г), карбидом вольфрама WC (д) электролите

Из табл. 1. видно, что толщина образцов превышает базовое значение приблизительно в 1,1–1,5 раза.

Согласно результатам рентгеноструктурного анализа, наномодифицирование приводит к включению в состав МДО-покрытия оксидов хрома, (рис. 3, *з*). Кроме них очевидно наличие высокотемпературной $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ и низкотемпературной $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$. Фиксируется пики интенсивностей, характерных для нитрида бора (рис. 3, *в*), а также тетрагональной, моноклинной и кубической модификаций оксида циркония ZrO_2 . Кроме этого, регистрируется различные модификации карбида вольфрама (WC , W_2C , W_3C), модификации оксида вольфрама (WO_2 , WO_3).

Ниже представлены дифрактограммы наномодифицированных покрытий после снятия технологического слоя (рис. 4).

ДюрOMETрический анализ показал, что микротвердость модифицированных покрытий увеличилась на 10–20 %, что очевидно связано с увеличением твердой фазы в покрытии.

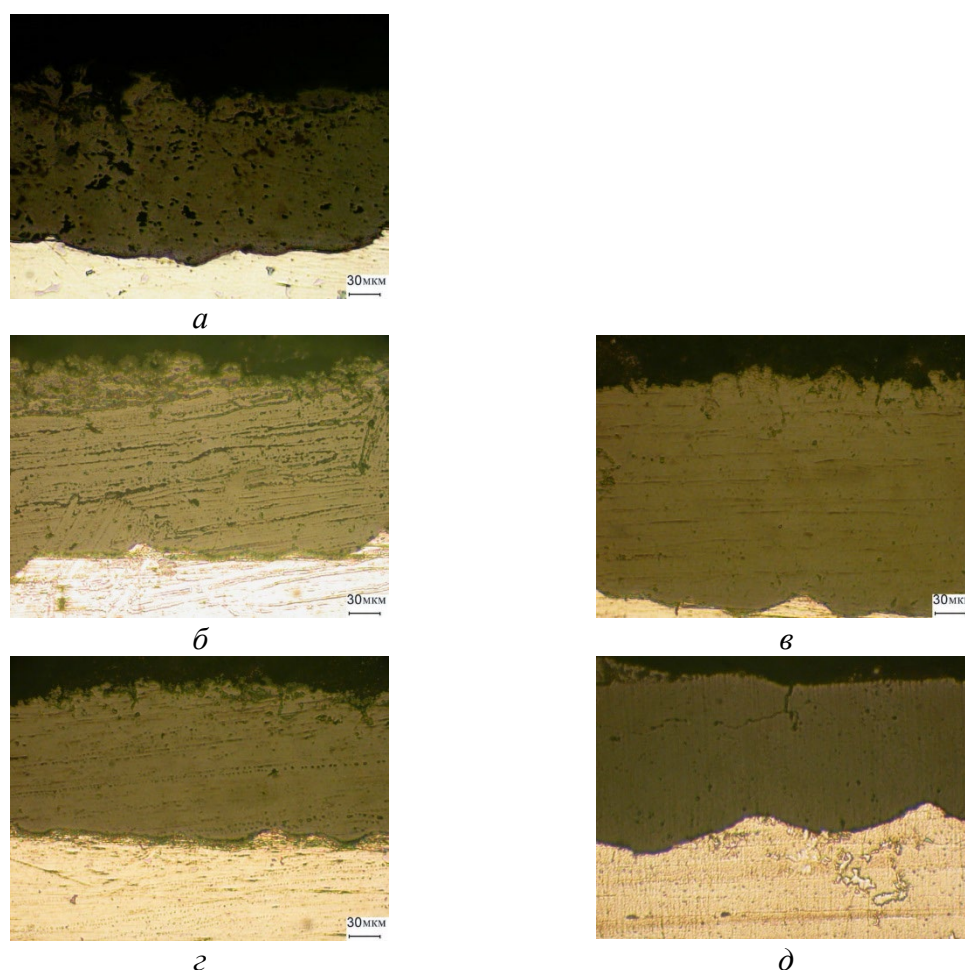


Рис. 2. Микроструктуры КП на сплаве В95, базовом (*а*) и модифицированным оксидом циркония ZrO_2 (*б*), нитридом бора BN (*в*), оксидом хрома Cr_2O_3 (*з*), карбидом вольфрама WC (*д*) электролите

Таблица 1 – Толщина исходных образцов

Наименование образца	Базовый	Базовый+ ZrO_2	Базовый+ BN	Базовый+ Cr_2O_3	Базовый+ WC
Толщина, мм	145	215	200	180	175

Расшифровка результатов дифрактограмм свидетельствует о том, что введение модифицирующих добавок в состав базового электролита неизменно способствует увеличению содержания как высокотемпературной модификации оксида алюминия ($\alpha-Al_2O_3$), так и его низкотемпературной фазы ($\gamma-Al_2O_3$). Данный факт указывает на ускорение процессов роста покрытия. Детальный анализ технологического слоя покрытия подтвердил наличие введенных модификаторов в структуре каждого из полученных покрытий, при этом их концентрация в композиционном покрытии составляет от 5 до 30 %.

Анализ поверхности покрытий после удаления внешнего технологического слоя продемонстрировал, что снижение концентрации модифицирующих добавок на величину до 10 % не сопровождается уменьшением доли корундовых фаз. Это свидетельствует о стабильности высокого комплекса характеристик сформированных покрытий. Фазовый состав поверхностного слоя каждого из покрытий представлен на диаграммах (рис. 5).

Выводы. Полученные данные свидетельствуют о том, что модификация базового электролита ускоряет рост оксидокерамического слоя, способствуя увеличению его толщины и микротвердости. Установлено, что доля низкотемпературной модификации оксида алюминия находится в диапазоне 30–45 %, в то время как содержание высокотемпературной фазы ($\alpha-Al_2O_3$) превышает 60 %. Концентрация легирующих элементов, введенных в виде модификаторов, сохраняется на уровне 5–10 % даже после снятия технологического шероховатого слоя, что благоприятно сказывается на толщине и твердости композиционного покрытия.

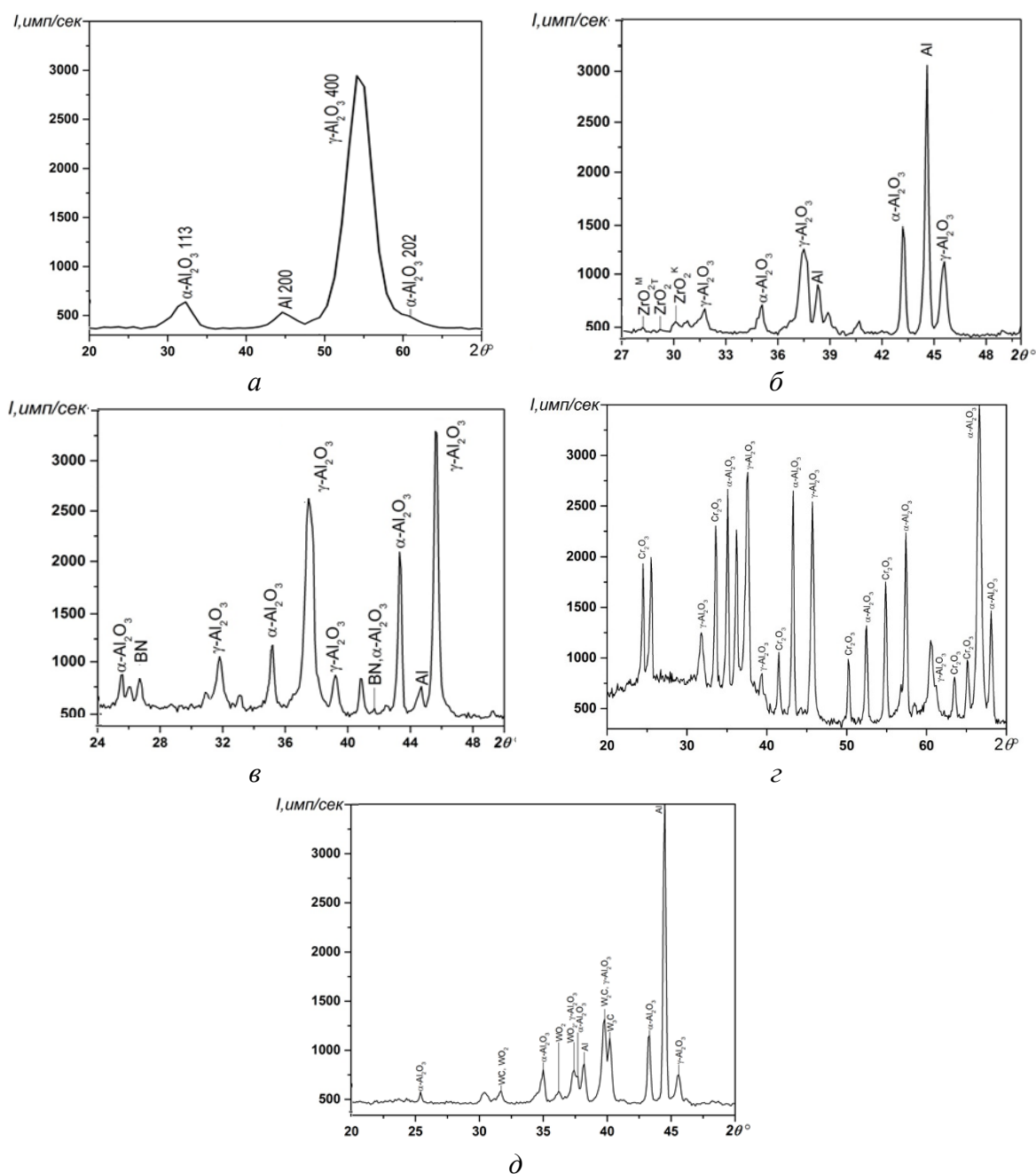


Рис. 3. Дифрактограммы базового покрытия (а), а также после модифицирования оксидом циркония (б), нитридом бора (в), оксидом хрома (г), карбидом вольфрама (д)

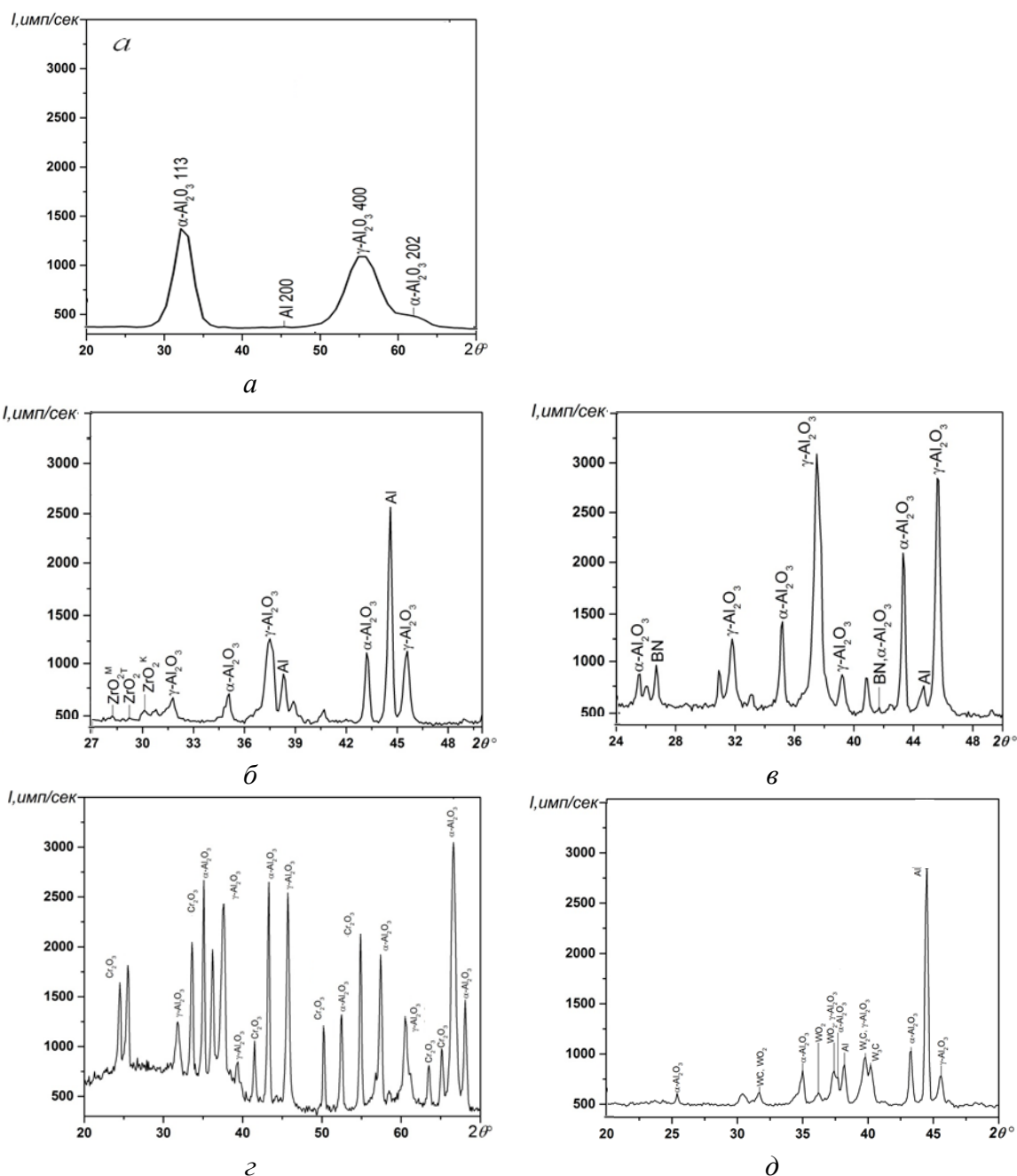


Рис. 4. Диффрактограммы базового покрытия (*a*), а также после модифицирования оксидом циркония (*б*), нитридом бора (*в*), оксидом хрома (*г*), карбидом вольфрама (*д*) и удаления технологического слоя

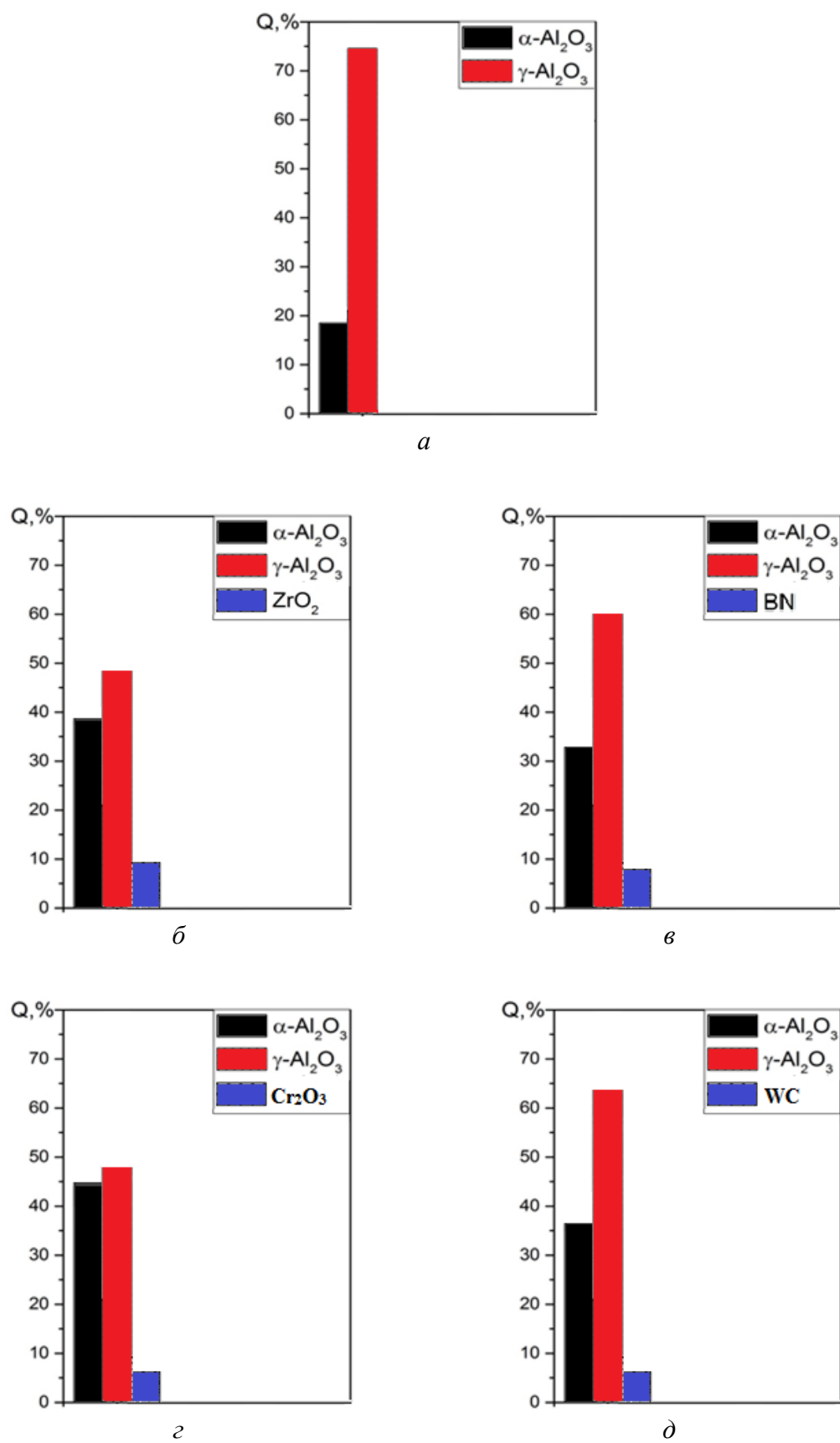


Рис. 5. Диаграмма распределения фаз в поверхностном слое базового КП (*a*), а также образцов, легированных ZrO_2 (*б*), BN (*в*), Cr_2O_3 (*г*), WC (*д*)

ЛИТЕРАТУРА

1. Плазменно-электролитическое модифицирование поверхности металлов и сплавов : в 2 т. / Суминов И. В., Белкин П. Н., Эпельфельд А. В. [и др.]. – М. : Изд-во Техносфера, 2011. – 2 т.

2. Композиционные керамики на основе оксида алюминия, полученные методом электроимпульсного плазменного спекания, для трибологических применений / М. С. Болдин, Н. В. Сахаров, С. В. Шотин [и др.]. // Физика твердого тела. Вестник Нижегородского университета им. Н. И. Лобачевского. – 2012. – № 6 (1). – 32–37 с.

Поступила 23.02.2026

УДК 621.762.5

Черняков Ю. Д., Жигалов А. Н.

ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ФАЗ ПРИ НАГРЕВЕ ТВЕРДОСПЛАВНОЙ СМЕСИ ВОЛЬФРАМОВЫХ И ТИТАНОВОЛЬФРАМОВЫХ ГРУПП ДО ТЕМПЕРАТУР ОКОНЧАТЕЛЬНОГО СПЕКАНИЯ

Институт технологии металлов НАН Беларуси, Могилев, Беларусь

Контролирование процессов, протекающих в твердом сплаве при спекании, является важной задачей при проектировании режимов спекания. В литературе процессы, протекающие при спекании, указываются лишь частично, и не позволяют обеспечить получение необходимой структуры в твердом сплаве, без предварительных натурных исследований. Обобщенная цепочка взаимодействия фаз позволит не только контролировать процесс спекания промышленных марок твердого сплава вольфрамовых и титановольфрамовых групп на этапе разработке режимов спекания, но и управлять структурой сплава для достижения различных свойств.

Твердый сплав – материал, состоящий из карбидов вольфрама (WC), титана (TiC), тантала (TaC) и др., а также связующего металла, чаще кобальт (Co), получаемый методом порошковой металлургии путем спекания твердосплавной смеси. Твердые сплавы (ГОСТ 3882–74) по составу делят на вольфрамовые группы (ВК), в состав которых входят WC (80–97 %) и Co , титановольфрамовые группы (ТК), в состав которых входят WC (65–85 %), TiC (5–30 %) и Co , и титанотанталовольфрамовые, в состав которых входят WC (70–85 %), TiC , TaC , Co . Наиболее распространенные в промышленности являются группы ВК и ТК. Твердый сплав обладает следующими характеристиками: высокой твердостью (более 86 HRA), пределом прочности при сжатии (до 6 000 МПа), а в следствие чего – низкой прочностью при изгибе (1 000–2 500 МПа) и ударной вязкостью (13–35 КДж/м²). Основными достоинствами твердых сплавов является их высокая коррозионная стойкость и красностойкость (не окисляются и сохраняют свои физико-механические свойства вплоть до 800 °С) [1; 2].

Исследование взаимодействия фаз при нагреве твердых сплавов является важной задачей, позволяющей контролировать процессы на этапе проектирования режимов спекания с целью получения необходимой структуры для различных условий применения твердосплавных изделий [3; 4].

Согласно исследованиям [5; 6] в исходном порошке твердого сплава группы ВК содержатся следующие фазы: WC , W_2C , Co . Для группы ТК: WC , W_2C , TiC , $(Ti, W)C$, Co . Взаимодействие указанных фаз при нагреве до температуры окончательного спекания не изучено полностью, информация разрознена и не систематизирована.

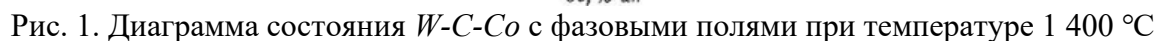
Известно, что для твердых сплавов группы ВК температура окончательного спекания находится в диапазоне около 1400 °С. Диаграмма состояния $W-Co$ с фазовыми полями при температуре 1400 °С представлена на рис. 1 [7].

Согласно диаграмме состояния $W-C-Co$ в твердых сплавах технических марок группы ВК, соответствующих ГОСТ 3882-74, при температуре 1400 °С имеются следующие фазы: γ ($Co(W, C)$), AWC , η_1 (Co_3W_3C), η_2 (Co_6W_6C), C . В процессе нагрева указанные фазы образуются через ряд взаимодействий. Фаза γ ($Co(W, C)$) образуется при увеличении температуры в результате растворения WC в Co и частично переходит в жидкую фазу.

Проведены экспериментальные исследования температуры образования жидкой фазы. Для этого проводили спекания образцов твердосплавных пластин формы РНЕА 110408 составом Т5К10 ($WC - 85\%$; $TiC - 5\%$; $Co - 10\%$) при температурах 1300 °С и 1340 °С. Температура 1340 °С выбрана как соответствующая линии эвтектики на диаграмме $Co-WC$, а 1300 °С ниже этой линии. Результаты исследования представлены в табл. 1 и рис. 2.

Анализ табл. 1 и рис. 2 показал, что образец, спеченный при температуре 1300 °С, значительно более пористый, чем образец, спеченный при температуре 1340 °С.

В образцах, полученных при окончательной температуре спекания 1300 °С, при увеличении до $\times 1500$ (рис. 3), наблюдаются следы жидкой фазы, т. к. между зерен WC и TiC присутствует кобальтовая прослойка, которая перекрыла пористость в зоне сложных карбидов игольчатой формы (рис. 3).



№	Температура окончатель- ного спекания, °С	Пори- стость, %	Наличие свобод- ного угле- рода, %	Твер- дость, HRA	Плот- ность, г/см3	Наличие сложных карбидов
2	1 300 °С	4,54	—	—	—	Сложные карбиды игольча- той формы
1	1 340 °С	0,17°	—	86,8	12,87	

Также известно, что предельная растворимость WC в Co не превышает 10 % и снижается до 4 % при температуре 1000 °С, до 1,5 % при температуре 750 °С [8]. Таким образом, γ фаза появляется в сплаве уже при температуре 750 °С. Также стоит отметить, что не весь WC растворяется в Co , что говорит о том, что в сплаве всегда будут наблюдаться нерастворившиеся зерна WC .

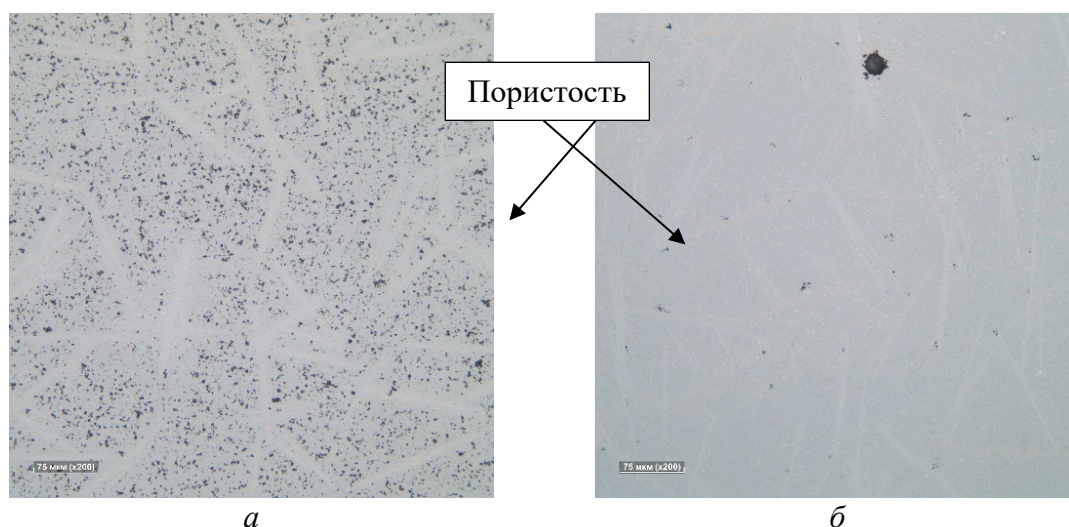


Рис. 2. Макроструктура образцов, полученных при температурах окончательного спекания 1 300 °С и 1 340 °С, при увеличении $\times 200$:

a – образец, полученный при температуре окончательного спекания 1 300 °С;
б – образец, полученный при температуре окончательного спекания 1 340 °С

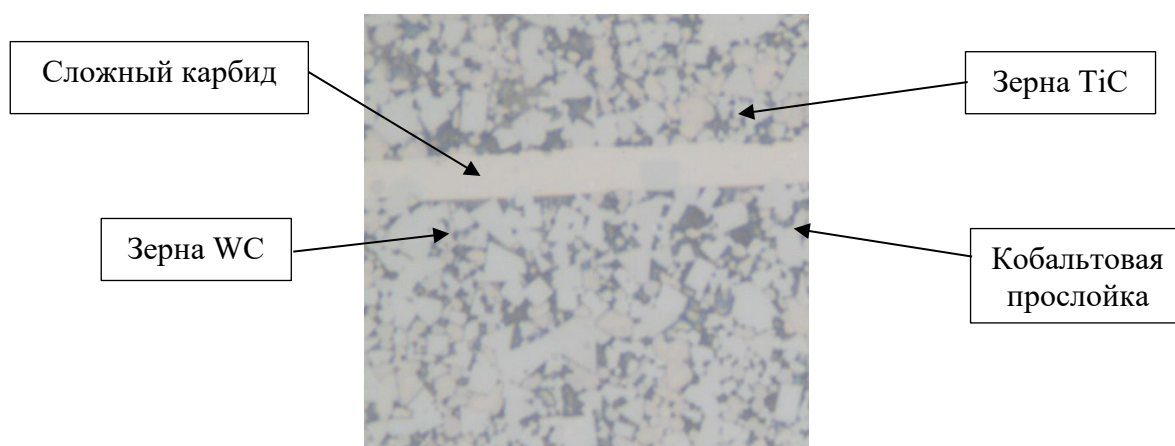
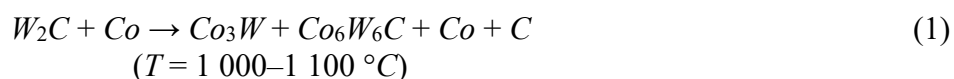


Рис. 3. Микроструктура в районе сложного карбида твердосплавного образца Т5К10 спеченного при температуре 1 300 °С при увеличении $\times 1\,500$

Согласно исследованиям [7], существуют эвтектическая ($WC + \gamma \leftrightarrow \eta + Ж$ при 1357 °С) и перитектическая ($WC + \eta_1 (Co_3W_3C) + C \leftrightarrow Ж$ при 1 298 °С) реакции, которые также вносят вклад в образование жидкой фазы.

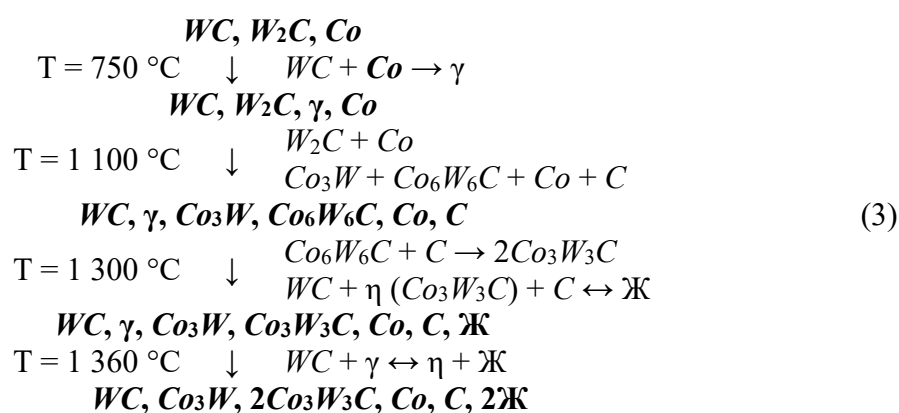
Согласно исследованиям [5] фазы $\eta_1 (Co_3W_3C)$, $\eta_2 (Co_6W_6C)$ в исходном порошке отсутствуют и образуются по следующим взаимодействиям:



Таким образом, после спекания промышленных марок твердого сплава после $T \geq 1\,300\text{ }^{\circ}\text{C}$ фаза η_2 должна отсутствовать полностью. Фаза η_1 остается при температуре окончательного спекания (свыше $T > 1\,300\text{ }^{\circ}\text{C}$) и взаимодействует при кристаллизации.

Стоит отметить, что во взаимодействии (1) наблюдается появление новой фазы Co_3W , содержание которой, согласно исследованиям [5], при температурах $1\,300\text{--}1\,600\text{ }^{\circ}\text{C}$ почти не меняется ($\approx 6\text{--}7\text{ вес. \%}$), что говорит о том, что данная фаза сохраняется при окончательной температуре спекания и взаимодействия с данной фазой происходят при остывании твердого сплава.

На основании вышеизложенного, предложена обобщенная цепочка взаимодействия фаз при нагреве твердосплавной смеси группы ВК до температуры окончательного спекания:



Взаимодействия в твердых сплавах группы ТК схожи с процессами, протекающим при спекании твердых сплавов группы ВК, за исключением некоторых особенностей.

Система TiC-WC-Co также изучена недостаточно, и не дает необходимой информации для построения обобщенной цепочки взаимодействия фаз при нагреве до температуры окончательного спекания группы ТК. Исследование структурных изменений для твердых сплавов группы ТК технических марок более корректно рассматривать в совокупности на вертикальных разрезах по линии TiC-WC (рис. 4, *а*), Co-Ti (рис. 4, *б*) и диаграмме состояния Ti-C (рис. 5).

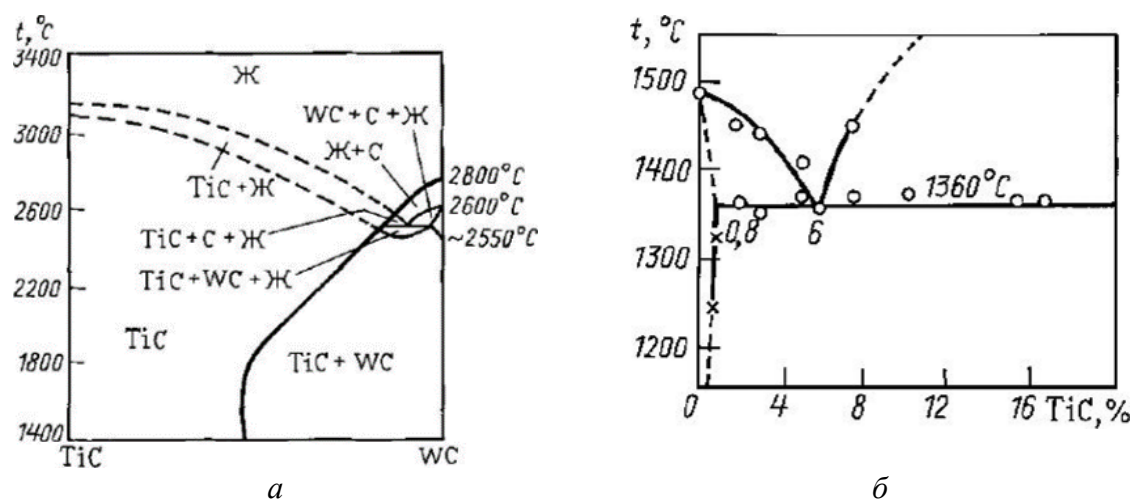


Рис. 4. Вертикальные линии разрезов по линиям $TiC-WC$, $Co-TiC$ [8]:
 а – вертикальный разрез по линии $TiC-WC$; б – вертикальный разрез по линии $Co-TiC$

Анализ выше представленной информации (рис. 4–5), с учетом результатов собственных исследований, показали:

1. Растворимость WC в TiC при температуре $2500^\circ C$ составляет 95 %, при $1500^\circ C$ – 68 %. Такую высокую растворимость авторы объясняют существованием кубической модификации карбида вольфрама, стабилизирующегося при небольших добавках карбида титана;

2. Существует двойная эвтектика $TiC+Co_\alpha$, образующаяся при содержании 6 % TiC с температурой плавления $1280-1290^\circ C$;

3. Растворимость TiC в Co согласно данным [8] составляет 0,5–1 % при температуре $1360^\circ C$, а растворимость Co в TiC равна 11 % при температуре $1260^\circ C$ и снижается практически до 0 % при температуре $800^\circ C$.

4. В системе существует двойная ($Co_\alpha + (Ti, W)C$ с температурой плавления $1360-1380^\circ C$) и тройная ($Co_\alpha + (Ti, W)C + C$ с температурой плавления $1260-1270^\circ C$) эвтектика.

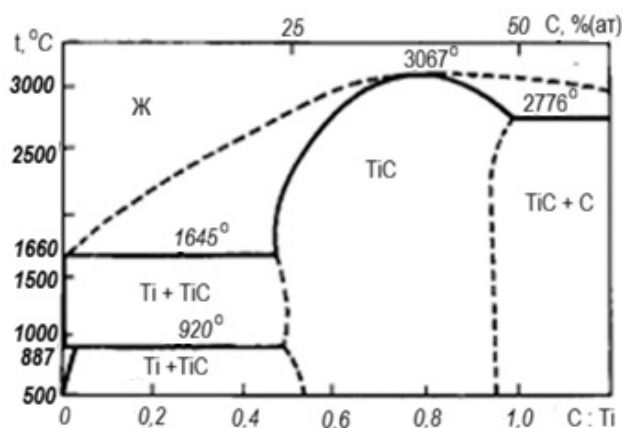
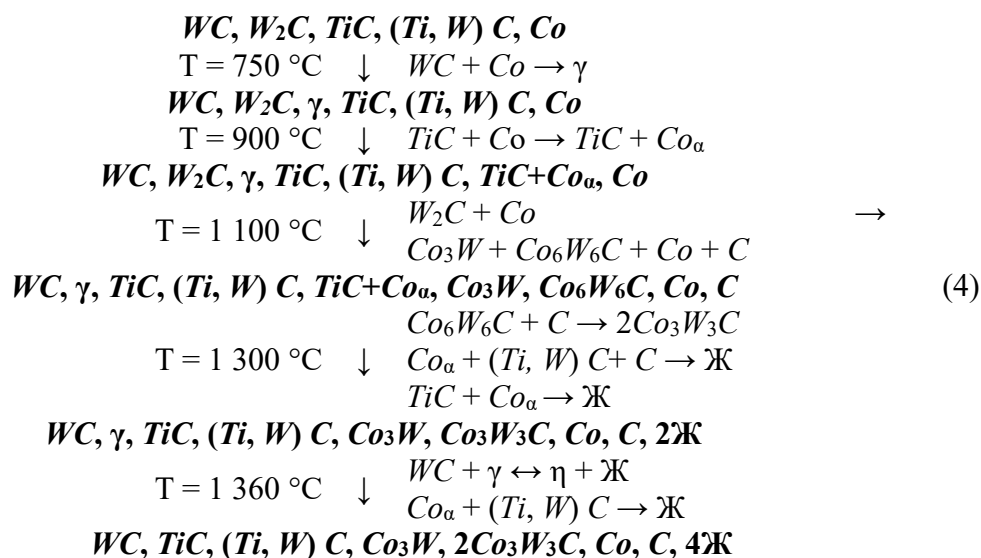


Рис. 5. Диаграмма состояния $Ti-C$ [8]

Таким образом, согласно вышеизложенному, предложена обобщенная цепочка взаимодействия фаз при нагреве твердых сплавов группы ТК до температуры окончательного спекания:



Таким образом, построенные обобщенные цепочки взаимодействия фаз при нагреве твердых сплавов группы ВК (3) и ТК (4) позволяют не только контролировать процессы спекания технических марок твердых сплавов группы ВК и ТК на этапе разработке режимов спекания, но и управлять структурой сплавов для достижения различных свойств.

С целью подтверждения предложенных цепочек взаимодействия фаз были разработаны две программы спекания, твердосплавных пластины формы РНУА 110408 марки ВУТС (производство ИТМ НАН Беларуси) из порошка УТ5 (аналог Т5К10). Первая программа (рис. 6) имеет выдержки при указанных температурах 10 минут.

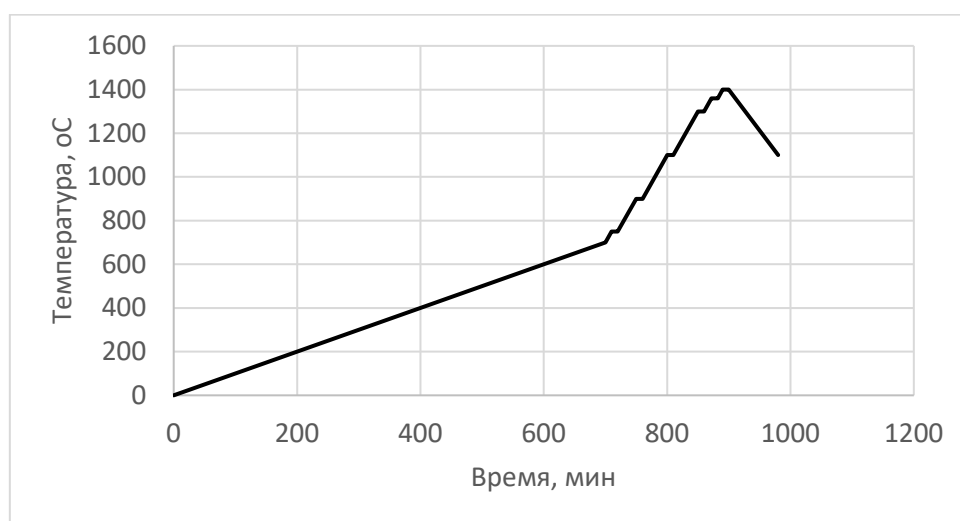


Рис. 6. Режимы спекания твердосплавных пластин формы РНУА 110408 марки ВУТС из порошка УТ5 с учетом цепочки взаимодействия фаз и выдержки при необходимых температурах 10 минут

Вторая программа (рис. 7) также учитывает цепочку взаимодействия фаз и на определенных температурах устанавливаются выдержки в течении 30 минут с целью полного протекания всех взаимодействий.

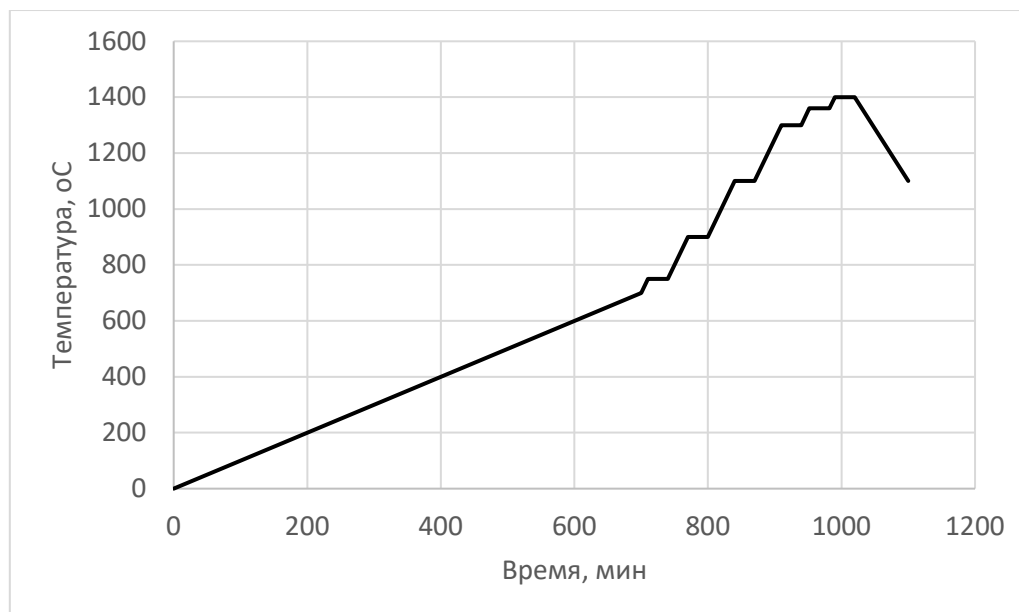


Рис. 7. Режимы спекания твердосплавных пластин формы PNUA 110408 марки BYTC из порошка YT5 с учетом цепочки взаимодействия фаз и выдержка при необходимых температурах 30 минут

Образцы спекались в твердосплавной печи SIMUWU RVS-300H способной производить спекание за один цикл (депарафинизация и непосредственно спекание) [9]. В образцы имели следующие характеристики, представленные в табл. 2.

Таблица 2 – Характеристики спеченных твердосплавных пластин формы PNUA 110408 марки BYTC с учетом цепочки взаимодействия фаз и выдержки при необходимых температурах 10 и 30 минут

№	Характеристика	Значение	
		Программа № 1	Программа № 2
1	Твердость, HRA	90,43	89,53
2	Плотность, г/см ³	12,90	12,92
3	Коэффициент усадки	1,21	1,21
4	Наличие поверхностных пор, %	0,31	0,02
5	Наличие свободного углерода, %	0,00	0,00
6	Средний размер зерна, мкм	1,57	1,63

Проведя анализ табл. 2, можно установить, что увеличение выдержек на необходимых температурах согласно цепочке взаимодействия фаз в структуре уменьшилось количество структурных дефектов, таких как пористость.

Далее пластины устанавливали на однозубой торцевой фрезе диаметром 63 мм. Испытание проводилось на широкоуниверсальном консольном-фрезерном станке 6Р82Ш при скорости резания 110 м/мин, подаче на зуб 0,071 мм/зуб, глубине резания 1 мм. В качестве обрабатываемого материала была выбрана заготовка из стали 08Х17Т размерами 100х100х500 мм. Проход в одном направлении занимал 5 минут, таких циклов повторяли 5 раз. После чего, с использованием металлографического микроскопа Leica DMi8 и программного обеспечения AXALIT замерялся износ пластины по задней поверхности h_3 . Результаты испытания представлены на рис. 8.

Как видно на рис. 8 износ твердосплавной пластины формы PNUA 110408 марки ВУТС спеченной по программе № 1 при 25 минут фрезерования составил 0,21 мм, а износ твердосплавной пластины, спеченной по программе № 2, составил 0,15 мм.

Таким образом, установлено, что предложенные цепочки взаимодействия фаз при нагреве твердосплавной смеси вольфрамовых и титановольфрамовых групп до температур окончательного спекания позволяет оптимизировать режимы спекания непосредственно на этапе их разработки.

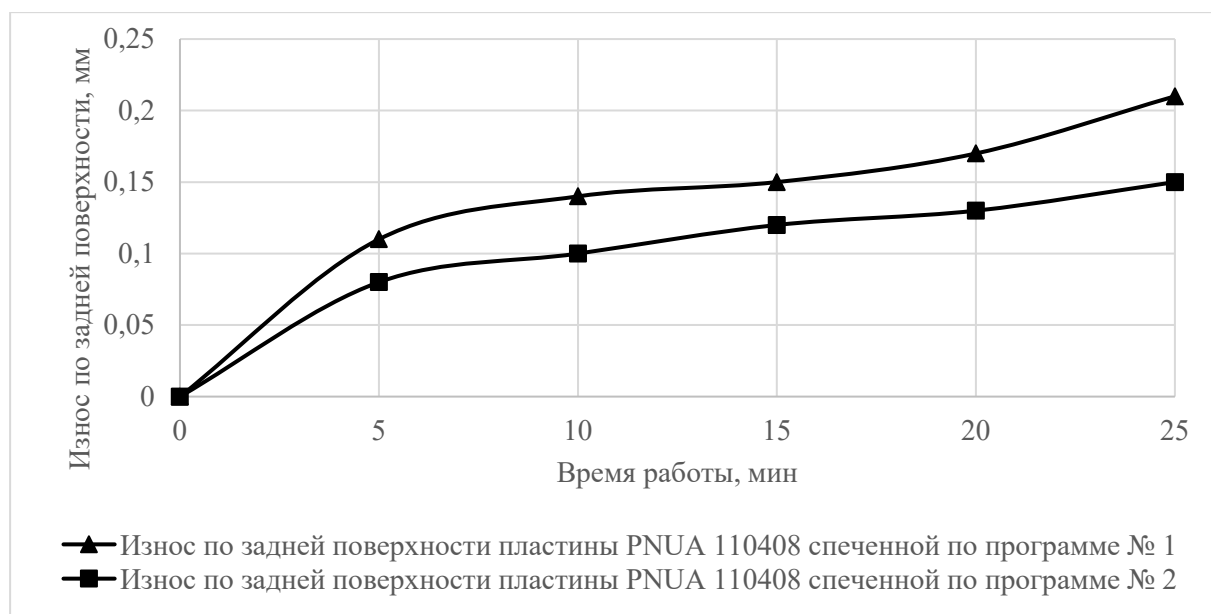


Рис. 8. Зависимость износа по задней поверхности от времени работы при фрезеровании твердосплавными пластинами формы PNUA 110408 марки ВУТС спеченных с учетом цепочки взаимодействия фаз и выдержки при необходимых температурах 10 и 30 минут

ЛИТЕРАТУРА

1. Жигалов, А. Н. Теоретические основы аэродинамического звукового упрочнения твердосплавного инструмента для процессов прерывистого резания : монография / А. Н. Жигалов, В. К. Шелег. – Могилев : МГУП, 2019. – 213 с.
2. Логинов, Ю. Н. Технология производства заготовок из ТС / Ю. Н. Логинов. – Свердловск : УПИ, 1984. – 53 с.
3. Черняков, Ю. Д. Анализ влияния режимов спекания твердого сплава на физико-механические свойства и структурное состояние / Черняков, Ю. Д.; науч. рук. А. Н. Жигалов // Инженерное и экономическое обеспечение деятельности транспорта и машиностроения: сб. материалов VII Междунар. науч. конф. молодых ученых, Гродно, 12 мая 2023 г. / ГрГУ им. Янки Купалы ; редкол.: А. С. Воронцов (отв. ред.) [и др.]. – Гродно, 2023. – С. 115–121.
4. Черняков, Ю. Д. Разработка режимов спекания твердосплавных пластин ВУТС РНУА 110408, предназначенных для обработки прерывистых поверхностей деталей из чугунов / Ю. Д. Черняков, А. Н. Жигалов // Новые материалы и технологии: порошковая металлургия, композиционные материалы, защитные покрытия, сварка: материалы 16-й Междунар. науч.-техн. / Нац. акад. наук Беларуси [и др.]; редкол.: А. Ф. Ильющенко (гл. ред.) [и др.]. – Мн., 2024. – 189–192 с.
5. Курлов, А. С. Фазовые превращения при спекании сплава WC – Co. / А. С. Курлов // Тезисы докладов научной конференции «Демидовские чтения на Урале» (2–3 марта 2006 г., Екатеринбург). – Екатеринбург, 2006. – С. 172–173.
6. Бабич, М. М. Неоднородность твердых сплавов по содержанию углерода и ее устранение / М. М. Бабич – Киев: Наук, думка, 1975. – 176 с.
7. Третьяков, В. И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов / В. И. Третьяков. – 2-е изд. – М. : Металлургия, 1976. – 528 с.
8. Панов, В. С. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них: учебное пособие для вузов / В. С. Панов, А. М. Чувилин – М. : МИСИС, 2001. – 428 с.
9. Черняков, Ю. Д. Технологические особенности депарафинизации в вакуумной печи за один цикл с процессом спекания / Ю. Д. Черняков, А. Н. Жигалов, И. В. Кубраков // Инновационные технологические системы и процессы в машиностроении: материалы I Междунар. науч.-техн. конф. / М-во образования Респ. Беларусь, М-во науки и высш. образования Рос. Федерации, Белорус.-Рос. ун-т; редкол.: М. Е. Лустенков (гл. ред.) [и др.]. – Могилев, 2023. – С. 190–193.

Поступила 08.03.2026

ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ КОМБИНИРОВАННОЙ МАГНИТНОЙ И ДЕФОРМАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ

1. Белорусский национальный технический университет,

Минск, Беларусь;

2. Белорусско-Российский университет,

Могилев, Беларусь

В статье представлены перспективные конструкции инструментов для реализации технологий комбинированной магнитной и деформационной обработки. Предложенные инструменты характеризуются простотой конструкции, имеют более широкие технологические возможности, обеспечивают повышение эффективности комбинированного упрочнения и формирование на поверхности деталей антифрикционных металлических покрытий из цветных металлов и сплавов.

Введение. Повышение долговечности горно-шахтного оборудования является главной задачей для машиностроителей отрасли, решение которой невозможно без применения инновационных технологий упрочнения поверхностей ответственных деталей машин.

Для упрочнения поверхностей деталей в горном машиностроении достаточно широкое применение находят технологии отделочно-упрочняющей обработки, основанные на статических и динамических методах поверхностного пластического деформирования [1].

Особый интерес представляют технологии отделочно-упрочняющей обработки поверхностей деталей машин, предусматривающие комплексное энергетическое воздействие на упрочняемую поверхность. К их числу относятся разработанные в последние годы технологии магнитно-центробежного и магнитно-динамического раскатывания, совмещенной магнитно-динамической обработки, совмещенной магнитно-динамической обработки в специальной технологической среде [2–5]. При реализации отмеченных технологий имеет место центробежное и ударное деформирование поверхности деталей или комбинированная магнитная и деформационная обработка, обеспечивается упрочнение поверхностного слоя, эффективное снижение исходной шероховатости поверхности, существенное повышение микротвердости, формирование поверхностных наноструктур, получение антифрикционных металлических покрытий, повышение износостойкости упрочненных поверхностей в 2,1–4,9 раза [6].

Постановка задачи. Для осуществления технологий комбинированной магнитной и деформационной обработки поверхности цилиндрических отверстий деталей машин из ферромагнитных материалов (далее – деталей), созданы специальные инструменты, содержащие деформирующий блок и магнитную систему, предназначенную для упрочнения поверхности детали вращающимся магнитным полем и сообщения деформирующим шарам энергии деформирования [7–8].

Анализ имеющихся конструкций инструментов для комбинированной отделочно-упрочняющей обработки показывает, что они нуждаются в усовершенствовании по следующим основным направлениям: повышение долговечности; упрощение конструкции; снижение массогабаритных характеристик; повышение эффективности деформирования исходной шероховатости поверхности; расширение технологических возможностей инструмента (возможность работы инструмента как в режиме центробежного, так и ударного деформирования); обеспечение формирования на упрочняемой поверхности деталей антифрикционных металлических покрытий.

Инструмент для реализации технологии магнитно-центробежного раскатывания. На рис. 1 представлен инструмент, имеющий высокую долговечность, обусловленную снижением износа элементов, ограничивающих радиальный вылет деформирующих шаров. Инструмент включает: цилиндрический ступенчатый корпус 1; фланцы 2 и 3 с кольцевыми буртиками 4 и 5; кольцевую полость 6; ферромагнитные деформирующие шары 7; магнитную систему, содержащую диски 8 и 9 с центральными отверстиями 10 и 11 и равномерно расположенными по окружности аксиальными отверстиями 12 и 13; цилиндрические постоянные магниты 14 и 15; кольцевой магнитопровод 16. Инструмент снабжен защитными шайбами 17 и 18, препятствующими рассеиванию магнитного потока от соответствующих полюсов цилиндрических постоянных магнитов 14 и 15. Цилиндрический ступенчатый корпус 1, диски 8 и 9 выполнены из немагнитопроводных материалов. Защитные шайбы 17 и 18 изготовлены из аустенитных нержавеющей сталей, а фланцы 2 и 3 выполнены из ферромагнитных сталей и имеют поверхностную твердость (после соответствующей закалки) 40–55 HRC. Цилиндрические постоянные магниты 14 и 15 взаимодействуют торцами с кольцевым магнитопроводом 16 одинаковыми полюсами N.

В процессе отделочно-упрочняющей обработки цилиндрический ступенчатый корпус 1 вращают и перемещают с осевой подачей относительно детали 19.

Такое выполнение инструмента исключает замыкание магнитного потока от полюсов S цилиндрических постоянных магнитов 14 и 15 на фланцы 2 и 3, изготовленные из ферромагнитных материалов и имеющих высокую поверхностную твердость. В результате увеличивается плотность магнитного потока от полюсов N, проходящего через ферромагнитные деформирующие шары 7. Вследствие этого повышается эффективность процесса магнитно-центробежной обработки.

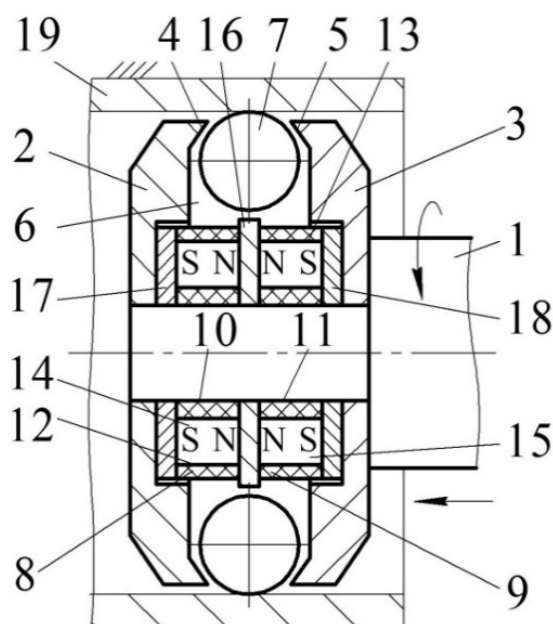


Рис. 1. Инструмент для магнитно-центробежного раскатывания

Так как буртики 4 и 5 фланцев 2 и 3 имеют высокую поверхностную твердость, то они не изнашиваются при взаимодействии с вращающимися деформирующими шарами 7 при периодическом выходе инструмента из зоны обработки.

Инструмент для осуществления технологии магнитно-динамического раскатывания. На рис. 2 показана конструкция инструмента, позволяющая регулировать величину жесткости связи ферромагнитных деформирующих шаров с магнитной системой в зависимости от условий обработки, материала упрочняемой детали и требуемых характеристик упрочнения.

Инструмент содержит: центрирующую втулку 1; шайбы 2 и 3 со ступицами 4 и 5; кольцевую камеру 6; ферромагнитные деформирующие шары 7; магнитную систему, имеющую диски 8 и 9 с равномерно расположенными по окружности аксиальными отверстиями 10 и 11, цилиндрические постоянные магниты 12 и 13 из редкоземельных материалов, зубчатый магнитопровод 14.

Инструмент снабжен механизмом регулирования зазора между торцами дисков 8 и 9 и торцами зубчатого магнитопровода 14, выполненным в виде тарельчатых пружин 15 и 16 и нажимных гаек 17 и 18, установленных на резьбовых участках 19 и 20 центрирующей втулки 1. Диски 8 и 9 установлены на цилиндрических шейках центрирующей втулки 1 с возможностью осевого перемещения, а тарельчатые пружины 15 и 16 установлены между соответствующими торцами дисков 8, 9 и зубчатого магнитопровода 14. В начале под действием тарельчатых пружин 15 и 16, торцы дисков 8 и 9 (а следовательно и торцы цилиндрических постоянных магнитов 12 и 13) размещены на удалении (с зазором) от соответствующих торцов зубчатого магнитопровода 14. Перемещая по резьбе в осевом направлении нажимные гайки 17 и 18, смещают диски 8, 9 и устанавливают требуемую величину за-

зора между торцами цилиндрических постоянных магнитов 12 и 13 и торцами зубчатого магнитопровода 14, тем самым обеспечивая требуемую величину магнитного потока, замыкаемого на зубья магнитопровода и ферромагнитные деформирующие шары 7, а следовательно, и жесткости связи ферромагнитных деформирующих шаров 7 с магнитной системой инструмента.

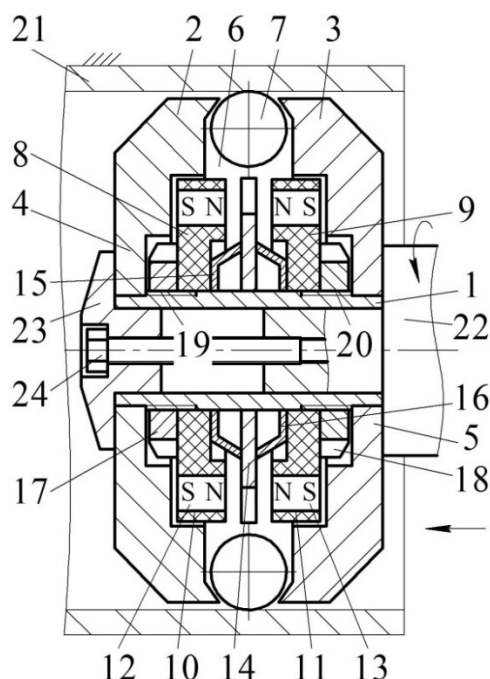


Рис. 2. Инструмент для магнитно-динамического раскатывания

Упрочняемую втулку 21 устанавливают в технологическом приспособлении, а центрирующую втулку 1 одевают на оправку 22 шпинделя станка и закрепляют посредством прижима 23 и винта 24. Инструмент вводят в отверстие упрочняемой втулки 21, вращают и перемещают с осевой подачей. Ферромагнитные деформирующие шары 7 (под периодическим действием магнитного поля на зубьях магнитопровода 14) перемещаются в окружном направлении, колеблются в радиальном направлении и осуществляют динамическое воздействие на упрочняемую поверхность, эффективно сглаживая исходные микронеровности.

На рис. 3 изображен переналаживаемый инструмент, способный работать как в режиме магнитно-центробежного (статического), так и магнитно-динамического раскатывания. В состав инструмента входят: ступица 1; стаканы 2 и 3, образующие кольцевую полость 4; ферромагнитные деформирующие шары 5; магнитную систему, включающую цилиндрический держатель 6 с аксиальными отверстиями 7; цилиндрические постоянные магниты 8, магнитопровод 9 с зубьями 10.

Для возможности переналадки инструмента из динамического на статический режим обработки (и наоборот), он снабжен подвижным в осевом

направлении цилиндрическим компенсатором *11* с аксиальными отверстиями (идентичными по расположению с аксиальными отверстиями *7* цилиндрического держателя *6*), магнитопроводными вставками *12* и цилиндрическими постоянными магнитами *13*. Магнитопроводные вставки *12* закреплены на торце цилиндрического компенсатора *11*, а форма их поперечного сечения соответствует форме поперечного сечения впадин зубьев *10* магнитопровода *9*. Для обеспечения осевого перемещения цилиндрического компенсатора *11* предусмотрены штоки *14*, гайка *15* и пружина *16*. Ступица *1* закреплена на оправке *17* шпинделя станка посредством заглушки *18* и болта *19*.

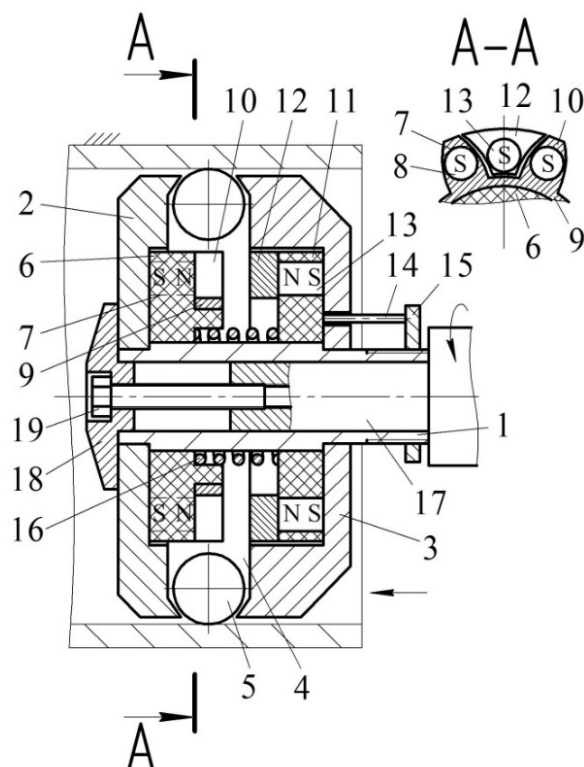


Рис. 3. Переналаживаемый инструмент для осуществления магнитно-центробежного или магнитно-динамического раскатывания

При положении цилиндрического компенсатора *11*, изображенного на рис. 3, инструмент работает в режиме магнитно-динамического раскатывания. При перемещении цилиндрического компенсатора *11* в крайнее левое положение (когда магнитопроводные вставки *12* войдут во впадины зубьев *10* магнитопровода *9*), инструмент настроен на магнитно-центробежное раскатывание с постоянным (статическим) усилием деформирования.

В связи с возможностью переналадки на указанные режимы обработки, инструмент имеет широкие технологические возможности.

1. Инструмент для реализации технологии совместной магнитной и ударно-деформационной обработки. Существующие инструменты для совмещенной магнитной и ударно-деформационной обработки характеризуется относительно сложной конструкцией, содержащей большое количество составляющих элементов [7].

С целью устранения указанного недостатка разработан инструмент, изображенный на рис. 4. Он содержит: оправку 1; сборный корпус, состоящий из втулок 2 и 3, образующих кольцевую камеру 4; ферромагнитные деформирующие шары 5; расположенные под углом отверстия 6; цилиндрические постоянные магниты 7 из редкоземельных материалов; устройств намагничивания поверхностного слоя ферромагнитной детали, имеющие кольцевой магнитопровод 8 с цилиндрической или периодической образующей 9; диск 10 с аксиальными отверстиями 11, цилиндрические постоянные магниты 12 из редкоземельных материалов.

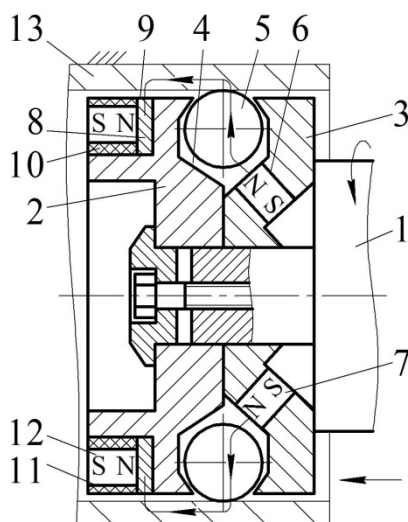


Рис. 4. Инструмент для совмещенной магнитной и ударно-деформационной обработки

Упрочняемую втулку 13 закрепляют в технологическом приспособлении, а оправку 1 – в шпинделе станка. Инструмент вводят в отверстие упрочняемой втулки 13, совмещая их продольные оси. Сообщают инструменту вращение и движение осевой подачи. В процессе совмещенной обработки на упрочняемую поверхность в зоне деформирования действуют вращающееся магнитное поле, создаваемое цилиндрическими постоянными магнитами 10, и колеблющиеся в радиальном направлении ферромагнитные деформирующие шары 5, периодически получающие кинетическую энергию от цилиндрических постоянных магнитов 7, осуществляющее ударно-деформационную обработку. При этом в поверхностном слое втулки 13 формируется наноструктура, обуславливающая повышение эксплуатационных свойств упрочненной поверхности.

2. Инструменты для реализации технологий получения антифрикционных металлических покрытий комбинированной магнитной и ударно-деформационной обработкой. Инструменты для получения антифрикционных металлических покрытий на поверхности стальных деталей, как правило, снабжены устройством для нанесения слоя цветного металла на деталь механическим путем (например, натиранием специальными

многослойными шарами, ударным воздействием ворса латунной или медной щетки, втиранием меди (медной пудры или порошка меди) в поверхность детали, а также оснащены блоком, осуществляющим последующее деформационное упрочнение формируемого металлического покрытия и поверхностного слоя детали.

Конструкция одного из таких инструментов изображена на рис. 5. Инструмент содержит корпус 1; стаканы 2 и 3; кольцевые камеры 4 и 5; магнитную систему в виде диска 6 из немагнитопроводного материала, равномерно расположенных по окружности аксиальных отверстий 7 и цилиндрических постоянных магнитов 8 из редкоземельных материалов; многослойные шары 9, имеющие сферическую ферромагнитную сердцевину 10 и копирующий сферу поверхностный слой 11 из цветного металла (меди, латуни, бронзы и т. д.); деформирующие шары 12. Корпус 1 инструмента устанавливают на шпиндель 13 и закрепляют посредством шайбы 14 и винта 15.

Перед обработкой гильзу 16 закрепляют в технологическом приспособлении и совмещают продольные оси шпинделя 13 и цилиндрической поверхности отверстия 17. Инструменту сообщают вращение и относительное движение осевой подачи. Под действием магнитного поля от цилиндрических постоянных магнитов 8, многослойные шары 9 получают вращение вокруг продольной оси инструмента и прижимаются центробежной силой к цилиндрической поверхности отверстия 17 гильзы 16.

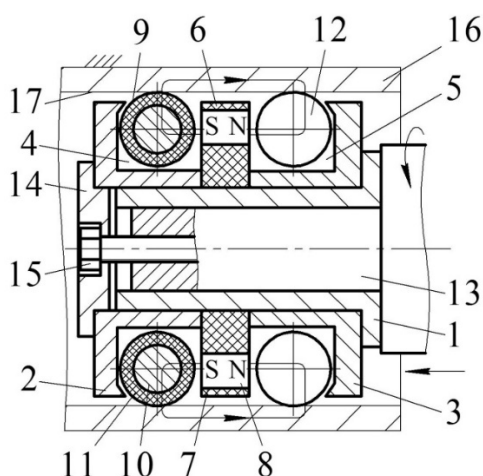


Рис. 5. Инструмент для комбинированного упрочнения и получения антифрикционного металлического покрытия

В результате часть поверхностного слоя 11 многослойных шаров 9 (вследствие действия центробежной силы и силы трения) механическим путем переносится на поверхность цилиндрического отверстия 17, формируя на ней антифрикционное металлическое покрытие из цветного металла. Затем в контакт с поверхностью сформированного антифрикционного металлического покрытия впускают вращающиеся деформирующие шары 12, осуществляя одновременно упрочнение антифрикционного металлического

покрытия и поверхностного слоя гильзы 16. Модифицированный таким образом поверхностный слой гильзы 16 обладает высокими эксплуатационными свойствами.

Инструмент, изображенный на рис. 6, обеспечивает увеличение толщины формируемого на детали антифрикционного металлического покрытия в связи с осуществлением процесса «натирания» поверхности цветным металлом в магнитном поле, интенсифицирующем образование металлической связи между формируемым покрытием и основным металлом.

Он содержит: корпус 1; щетки 2 и 3; кольцевую камеру 4; ферромагнитные деформирующие шары 5; цилиндрические держатели 6 и 7 с аксиальными отверстиями 8 и 9; цилиндрические постоянные магниты 10 и 11, установленные в соответствующих аксиальных отверстиях; два идентичных магнитопровода 12 и 13 с зубьями 14 и 15. Цилиндрические постоянные магниты 10 и 11 контактируют торцами одноименными полюсами с торцами зубьев 14 и 15 соответствующих магнитопроводов, зубья 14 и 15 упомянутых магнитопроводов смещены друг относительно друга на половину углового шага их расположения. Такое угловое расположение зубьев 14 и 15 магнитопроводов обеспечивает увеличение индукции магнитного поля, действующего на ферромагнитные деформирующие шары 5, создаваемого цилиндрическими постоянными магнитами 10 и 11, что повышает эффективность деформационной обработки.

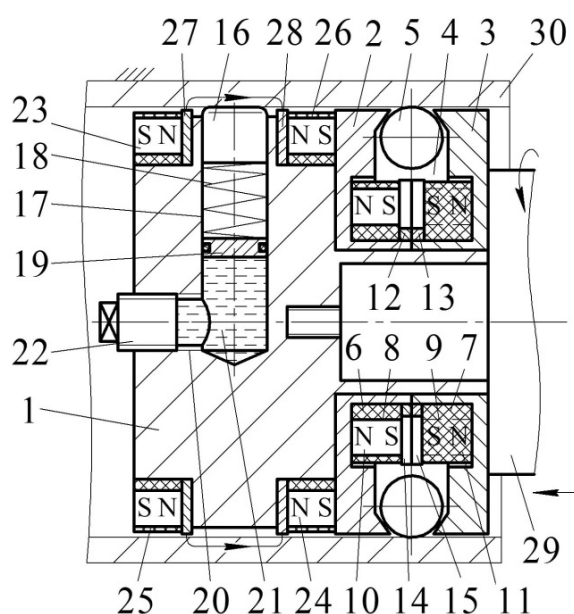


Рис. 6. Инструмент для комбинированного упрочнения с формированием антифрикционного металлического покрытия

Инструмент снабжен устройством натирания поверхности детали цветным металлом и магнитной системой для воздействия магнитным полем на процесс формирования антифрикционного металлического покрытия.

Устройство натирания имеет: цилиндры 16 из цветного металла, установленные с возможностью перемещения в радиальных отверстиях 17 корпуса 1; прижимные пружины 18; плунжеры 19; полость 20, заполненную гидропластовой средой 21 под давлением; регулировочный винт 22 (для сжатия гидропластовой среды).

Магнитная система для воздействия на процесс натирания поверхности детали цветным металлом имеет цилиндрические постоянные магниты 23 и 24, установленные в аксиальных отверстиях 25 и 26 и кольцевые магнитопроводы 27 и 28.

Инструмент закрепляют на шпинделе 29 станка, а втулку 30 – в технологическом приспособлении. В процессе комбинированной отделочно-упрочняющей обработки подпружиненные цилиндры 16 осуществляют натирание поверхности детали 30 цветным металлом в условиях действующего магнитного поля от цилиндрических постоянных магнитов 23 и 24, что интенсифицирует процесс формирования антифрикционного металлического покрытия. Затем в работу вступают ферромагнитные деформирующие шары 5, осуществляя деформационное упрочнение формируемого антифрикционного покрытия и основного металла поверхности втулки 30.

На рис. 7 показан инструмент для реализации технологии получения антифрикционного металлического покрытия, позволяет объединить в одной технологической операции три вида энергетического воздействия на поверхность упрочняемой детали: активирование поверхности (перед ее натиранием цветным металлом) центробежно-деформационной обработкой; получение металлического антифрикционного покрытия; окончательная ударно-деформационная обработка.

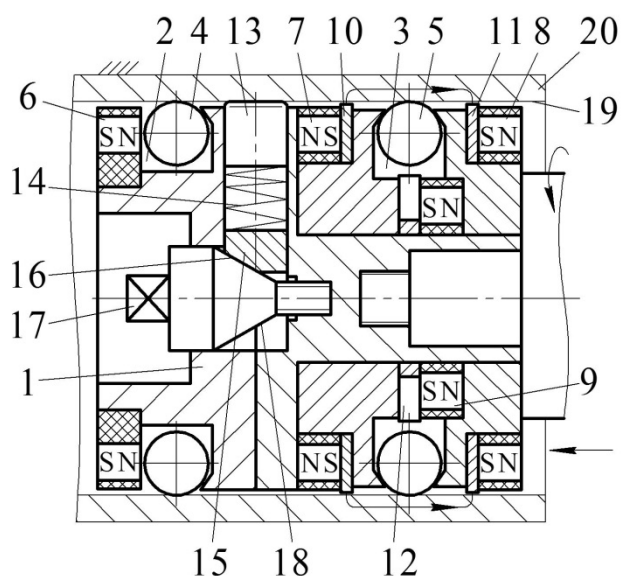


Рис. 7. Двухрядный инструмент для комбинированного упрочнения

В состав инструмента входят: корпус 1; кольцевые камеры 2 и 3; ферромагнитные деформирующие шары 4 и 5; цилиндрические постоянные

магниты 6–9 из редкоземельных материалов, установленные в соответствующих аксиальных отверстиях цилиндрических держателей из немагнитопроводного материала; цилиндрические магнитопроводы 10 и 11; зубчатый магнитопровод 12; прутки 13 из цветного металла, установленные в радиальных каналах; пружина 14; толкатель 15 с конической поверхностью 16; винт 17 с конусом 18.

В ходе комбинированной упрочняющей обработки внутренней цилиндрической поверхности 19 детали 20 в среде, содержащей глицерин, осуществляется предварительная активация поверхности центробежно-деформационной обработкой ферромагнитными деформирующими шарами 4, заключающаяся в снижении исходной шероховатости поверхности, упрочнение поверхностного слоя и разрушение имеющихся окислов (под действием пластической деформации оксидная пленка растрескивается и разрушается). Это благоприятно сказывается на последующие процессы натирания поверхности детали 20 мягким металлом и ударно-деформационной обработки в действующем магнитном поле.

Такое выполнение комбинированной отделочно-упрочняющей обработки позволяет существенно повысить эксплуатационные свойства упрочненных поверхностей деталей машин.

Заключение. В статье представлены перспективные конструкции инструментов для реализации технологий магнитно-центробежного и магнитно-динамического раскатывания, совмещенной магнитной и ударно-деформационной обработкой обработки, получения антифрикционных металлических покрытий комбинированной магнитной и ударно-деформационной обработкой. Полученная информация позволяет специалистам в области упрочняющей обработки поверхностей деталей машин выбрать необходимый инструмент с учетом конкретных условий обработки и обеспечить получение требуемых характеристик качества комбинированного упрочнения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Одинцов, Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: справочник / Л. Г. Одинцов. – М. : Машиностроение, 1987. – 328 с.
2. Довгалева, А. М. Магнитно-динамическое и совмещенное накатывание поверхностей нежестких деталей / А. М. Довгалева. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2017. – 266 с.
3. Шелег, В. К. Повышение эффективности процесса совмещенного магнитно-динамического накатывания / В. К. Шелег, А. М. Довгалева, И. А. Тарадейко // Горная механика и машиностроение. – 2021. – № 3. – С. 17–24.
4. Шелег, В. К. Исследование основных характеристик процесса совмещенного магнитно-динамического накатывания / В. К. Шелег, А. М. Довгалева, И. А. Тарадейко // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2021. – № 3. – С. 81–89.
5. Шелег, В. К. Оптимизация параметров процесса совмещенного магнитно-динамического накатывания / В. К. Шелег, А. М. Довгалева, С. А. Сухоцкий // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2022. – № 4. – С. 48–56.

6. Шелег, В. К. Получение на поверхности ферромагнитных деталей антифрикционных твердосмазочных покрытий совмещенным магнитно-динамическим накатыванием / В. К. Шелег, А. М. Довгалец // Актуальные вопросы машиноведения: сб. науч. тр. – 2021. – Т. 10. – С. 231–237.

7. Довгалец, А. М. Совмещенное магнитно-динамическое упрочнение внутренней поверхности нежестких гидроцилиндров горно-шахтного оборудования / А. М. Довгалец, И. А. Тарадейко // Горная механика и машиностроение. – 2016. – № 3. – С. 45–55.

8. Инструменты для магнитно-динамического упрочнения поверхностей деталей машин / А. М. Довгалец, С. А. Сухоцкий, Д. М. Свирепа [и др.] // Вестн. Брест. гос. техн. ун-та. Сер. Машиностроение. – 2009. – № 4. – С. 94–97.

9. Шелег, В. К. Влияние режимов процесса комбинированной магнитно-динамической обработки на шероховатость поверхности валов / В. К. Шелег, А. М. Довгалец, И. А. Тарадейко // Горная механика и машиностроение. – 2025. – № 3. – С. 25–34.

10. Инструменты для комбинированной магнитно-динамической обработки поверхности валов / А. М. Довгалец, Д. М. Свирепа, И. А. Тарадейко [и др.] // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2025. – № 3. – С. 83–91.

Поступила 05.03.2026

УДК 621.793

Шелег В. К., Пилипчук Е. В.

**АДГЕЗИОННАЯ ПРОЧНОСТЬ ХРОМСОДЕРЖАЩИХ ПОКРЫТИЙ,
СФОРМИРОВАННЫХ МЕТОДОМ
ЭЛЕКТРОАКТИВИРОВАННОГО ДЕФОРМАЦИОННОГО
ПЛАКИРОВАНИЯ ГИБКИМ ИНСТРУМЕНТОМ**

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Республика Беларусь*

Представлены результаты экспериментального исследования адгезионной прочности хромсодержащих покрытий, сформированных методом электроактивированного деформационного плакирования гибким инструментом. Оценено влияние компонентного состава материала-донора на прочность сцепления покрытия со стальной основой. Для сравнительной оценки исследовали покрытия из чистого хрома, а также композиционные покрытия составов «хром–ТРГ (терморасширенный графит)» и «хром–УДАГ (ультрадисперсная алмазно-графитовая шихта)», сформированные методом ЭДПГИ, и гальваническое хромовое покрытие аналогичной толщины. Установлено, что адгезионная прочность покрытий, сформированных методом ЭДПГИ, изменяется в пределах от 10,87 до 26,6 МПа и превышает соответствующий показатель для гальванического хромового покрытия, составивший 6,20 МПа. Наибольшее значение прочности сцепления с основой получено для покрытия состава «хром–УДАГ». Показано, что повышенная адгезионная прочность покрытий, сформированных

методом ЭДПГИ, может быть обусловлена интенсивным пластическим деформированием контактирующих поверхностей, механической активацией межфазной зоны и формированием переходного слоя, обеспечивающего более прочную связь покрытия с основой. Полученные результаты подтверждают перспективность применения метода ЭДПГИ при формировании функциональных хромосодержащих покрытий на деталях машин.

Введение. Хромовые покрытия широко применяются в машиностроении для повышения износостойкости, коррозионной стойкости и долговечности деталей, работающих в условиях трения, воздействия рабочей среды и переменных эксплуатационных нагрузок [1; 2]. Наиболее распространенным способом их получения является гальваническое хромирование. Данная технология хорошо освоена промышленностью и позволяет формировать покрытия с высокой твердостью, удовлетворительными защитными свойствами и стабильной технологической воспроизводимостью [2].

Однако эксплуатационная надежность хромового покрытия определяется не только его твердостью, толщиной или коррозионной стойкостью. Не менее важным показателем является прочность сцепления покрытия с основным металлом. При недостаточной связи с основой поверхностный слой может отслаиваться, растрескиваться или разрушаться под действием контактных и циклических нагрузок. В этом случае даже покрытие с высокими физико-механическими свойствами не обеспечивает требуемой долговечности детали.

Особенно важна адгезионная прочность для деталей узлов трения. Такие детали работают в условиях совместного действия нормальных и касательных нагрузок, взаимодействуют со смазочным материалом или рабочей средой и воспринимают воздействие сопряженной поверхности. Поэтому работоспособность покрытия определяется не только свойствами самого нанесенного слоя, но и состоянием зоны его соединения с металлической основой.

Прочность сцепления покрытия с основой зависит от многих факторов: состояния поверхности перед нанесением, шероховатости и твердости основы, качества предварительной подготовки, структуры покрытия, уровня внутренних напряжений и характера межфазного взаимодействия [2; 3; 9]. При гальваническом хромировании покрытие формируется в результате электрохимического осаждения металла на предварительно подготовленную поверхность. Поэтому качество очистки, активации основы и соблюдение режимов осаждения оказывают существенное влияние на прочность связи покрытия с металлом [2; 3].

В качестве одного из альтернативных направлений формирования функциональных покрытий рассматривается электроактивированное деформационное плакирование гибким инструментом. При этом способе перенос материала-донора на поверхность детали происходит при механическом воздействии гибкого инструмента и одновременной подаче электрического тока в зону контакта [4–7]. В отличие от гальванического осаждения, формирование слоя при ЭДПГИ сопровождается интенсивным контактным

взаимодействием материала-донора, инструмента и обрабатываемой поверхности. В результате создаются условия для механической активации поверхности, локального пластического деформирования и закрепления переносимого материала на основе.

Ранее были исследованы особенности формирования хромовых покрытий методом электродеформационного плакирования гибким инструментом, их структура, коррозионная стойкость и триботехнические свойства [4–7]. Эти работы показали возможность получения хромсодержащих поверхностных слоев, обладающих комплексом эксплуатационно значимых свойств. Вместе с тем вопрос адгезионной прочности таких покрытий требует отдельного рассмотрения, поскольку именно прочность связи с основой во многом определяет устойчивость покрытия к разрушению при нагружении.

Отдельный интерес представляет влияние состава материала-донора. При деформационном плакировании донор является не только источником переносимого вещества, но и фактором, влияющим на условия формирования покрытия. Введение в хромсодержащий материал углеродсодержащих добавок может изменять характер переноса, уплотнения и закрепления материала на поверхности. Использование наноразмерных алмазосодержащих добавок при модифицировании материалов и покрытий рассматривается как одно из направлений изменения структуры и эксплуатационных свойств поверхностных слоев [8].

В настоящей работе для сравнительной оценки использованы покрытия из чистого хрома, композиционные покрытия составов «хром–ТРГ» и «хром–УДАГ», сформированные методом ЭДПГИ, а также гальваническое хромовое покрытие аналогичной толщины. Такое сопоставление позволяет оценить влияние способа формирования покрытия и состава материала-донора на прочность сцепления со стальной основой.

Цель работы. Целью работы являлась сравнительная оценка адгезионной прочности хромсодержащих покрытий различного состава, сформированных методом ЭДПГИ, и сопоставление полученных результатов с адгезионной прочностью гальванического хромового покрытия аналогичной толщины.

Материалы и методика исследования. Адгезионную прочность покрытий определяли методом нормального отрыва. Испытание основано на регистрации разрушающей нагрузки при растяжении двух склеенных между собой цилиндрических полуобразцов, один из которых содержит исследуемое покрытие.

Следует учитывать, что при такой схеме нагружения измеряемая величина характеризует сопротивление разрушению всей испытательной системы: покрытия, основы и клеевого соединения. Поэтому при подготовке образцов особое внимание уделяли одинаковым условиям склеивания, соотношению полуобразцов и равномерности клеевого слоя. Это обеспечивало сопоставимость результатов для всех исследуемых вариантов покрытий.

Для испытаний использовали полуобразцы из стали 45 по ГОСТ 1050-2013, поверхностно закаленные до твердости 50–52 HRC и шлифованные до шероховатости $Ra = 0,32$ мкм. Исследованию подвергали четыре варианта покрытий толщиной 10–12 мкм: покрытие из чистого хрома, сформированное методом ЭДПГИ; покрытие состава «хром–ТРГ» с добавкой до 1,0 масс. %; покрытие состава «хром–УДАГ» с добавкой до 1,0 масс. %; гальваническое хромовое покрытие.

Исходное состояние рабочих поверхностей образцов принимали одинаковым. Это позволяло уменьшить влияние предварительной подготовки на результат испытаний и рассматривать различия в адгезионной прочности преимущественно как следствие способа формирования покрытия и состава материала-донора.

Геометрические размеры образцов выбирали так, чтобы расхождение диаметров склеиваемых оснований не превышало 0,1 мм. Соблюдение данного условия необходимо для уменьшения влияния несоосности и более равномерного распределения растягивающей нагрузки по площади соединения.

В качестве клеевого материала применяли двухкомпонентный эпоксидный клей 3M Scotch-Weld DP460. Использование клея с прочностью, превышающей ожидаемые значения прочности сцепления исследуемых покрытий, позволяло снизить вероятность разрушения только по клеевому слою и обеспечить сравнительную оценку системы «покрытие-основа».

Подготовка образцов включала контроль толщины покрытия, очистку и обезжиривание поверхности, нанесение клея, совмещение полуобразцов и выдержку в приспособлении для склеивания при осевом усилии 250–300 Н в течение не менее 24 часов. После извлечения образцов из приспособления удаляли подтеки клея с торцов.

Испытания проводили на универсальной гидравлической разрывной машине Instron Satrac 300LX при температуре $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$, относительной влажности воздуха $(65 \pm 5)\%$ и скорости перемещения захвата не более 10 мм/мин. Для каждого варианта покрытия испытывали не менее пяти параллельных образцов.

После испытаний проводили визуальный осмотр поверхностей разрушения. Характер разрушения оценивали по расположению зоны разделения: по границе «покрытие – основа», по границе «покрытие – клеевой слой», по клеевому слою либо по смешанной схеме.

Результаты и их обсуждение. Результаты испытаний показали, что адгезионная прочность хромосодержащих покрытий зависит от способа формирования покрытия и состава материала-донора. Для покрытий, полученных методом ЭДПГИ, прочность сцепления с основой находилась в пределах от 10,87 до 26,6 МПа. Для покрытия из чистого хрома она составила 10,87 МПа, для покрытия состава «хром–ТРГ» – 15,35 МПа, для покрытия состава «хром–УДАГ» – 26,6 МПа. Адгезионная прочность гальванического хромового покрытия составила 6,20 МПа.

Таблица 1 – Сравнительная оценка адгезионной прочности хромсодержащих покрытий

Вариант покрытия	Адгезионная прочность, МПа	Отношение к гальваническому хрому
<i>Cr</i> , гальваническое покрытие	6,20	1,00
<i>Cr</i> , ЭДПГИ	10,87	1,75
<i>Cr</i> -ТРГ, ЭДПГИ	15,35	2,48
<i>Cr</i> -УДАГ, ЭДПГИ	26,6	4,29

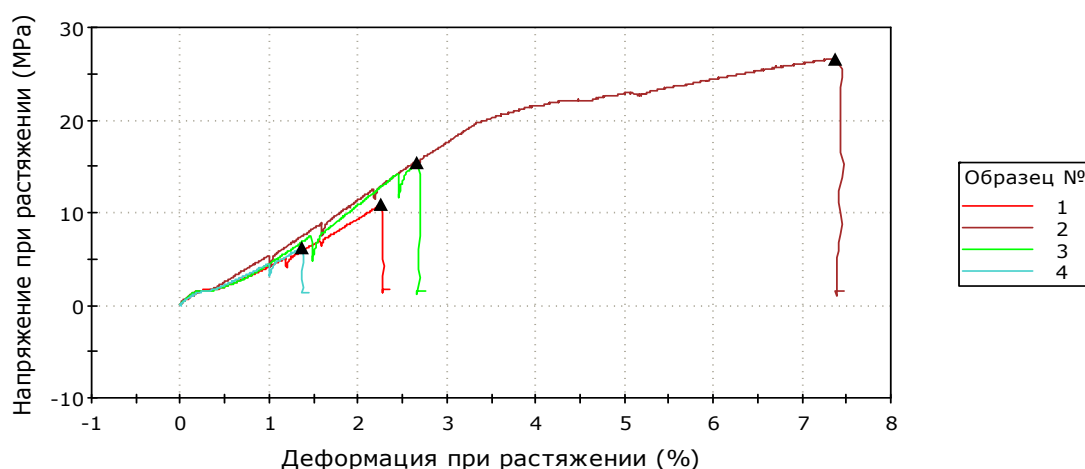


Рис. 1. Адгезионная прочность хромсодержащих покрытий различного состава и метода нанесения: 1 – *Cr* (ЭДПГИ); 2 – *Cr*-ТРГ (ЭДПГИ); 3 – *Cr*-УДАГ (ЭДПГИ); 4 – *Cr* (гальваника)

Из табл. 1 видно, что даже покрытие из чистого хрома, сформированное методом ЭДПГИ, имеет более высокую прочность сцепления с основой по сравнению с гальваническим хромовым покрытием. Отношение соответствующих значений составляет 1,75. Для композиционных покрытий это различие возрастает: для состава «хром-ТРГ» отношение составляет 2,48, для состава «хром-УДАГ» – 4,29.

Последовательное увеличение адгезионной прочности в ряду *Cr* → *Cr*-ТРГ → *Cr*-УДАГ показывает, что состав материала-донора влияет на сопротивление покрытия разрушению при нормальном отрыве. По сравнению с покрытием *Cr* прочность сцепления покрытия *Cr*-ТРГ выше в 1,41 раза, а покрытия *Cr*-УДАГ – в 2,45 раза. Следовательно, введение углеродсодержащих добавок в хромсодержащий материал-донор может рассматриваться как фактор, влияющий на формирование покрытия и его связь со стальной основой.

Наибольшее значение адгезионной прочности получено для покрытия *Cr*-УДАГ. Данный результат, вероятно, связан с особенностями формиро-

вания композиционного слоя при участии ультрадисперсной алмазно-графитовой шихты. В условиях контактного взаимодействия гибкого инструмента, материала-донора и поверхности детали дисперсная углеродсодержащая добавка может влиять на характер деформирования переносимого материала, его уплотнение и закрепление на поверхности основы. Вместе с тем это объяснение следует рассматривать как интерпретацию полученных данных, поскольку для окончательного раскрытия механизма необходимы дополнительные исследования структуры переходной зоны и характера разрушения образцов после испытаний.

Более высокая адгезионная прочность покрытий, сформированных методом ЭДПГИ, может быть обусловлена особенностями самого процесса. При контакте ворсинок гибкого инструмента с материалом-донором и поверхностью детали происходит механическое воздействие на приповерхностный слой основы, разрушение слабосвязанных поверхностных пленок, внедрение переносимого материала в микронеровности и уплотнение формируемого покрытия. Подача электрического тока дополнительно способствует локальному тепловому воздействию и интенсификации переноса материала. Совокупность этих факторов создает условия для формирования более развитой зоны соединения покрытия с основой.

Полученные результаты не следует рассматривать как доказательство универсального преимущества метода ЭДПГИ перед гальваническим хромированием. Гальванический хром сохраняет важные преимущества, связанные с высокой твердостью, отработанностью технологии и хорошими защитными свойствами. Однако в условиях выполненного испытания на нормальный отрыв покрытия, сформированные методом ЭДПГИ, показали более высокое сопротивление разрушению системы «покрытие – основа». Поэтому данные результаты имеют значение прежде всего для оценки прочности сцепления и должны рассматриваться совместно с показателями толщины, шероховатости, износостойкости и коррозионной стойкости покрытий.

Низкое значение прочности гальванического хромового покрытия на отрыв в данном исследовании, по-видимому, связано с совокупным влиянием структуры электроосажденного хрома и условий испытания. При нормальном отрыве тонкого хрупкого покрытия, нанесенного непосредственно на закаленную и шлифованную стальную основу без промежуточных подслоев, получаемая величина характеризует не только межфазное сцепление, но и сопротивляемость всей системы разрушению в заданной схеме нагружения. Поэтому значение 6,20 МПа следует рассматривать как эффективную прочность конкретной системы «гальваническое хромовое покрытие – стальная основа» в принятых условиях испытания.

При анализе результатов также необходимо учитывать, что разрушение образца могло происходить не только по границе «покрытие–основа», но и по клеевому слою, по границе «покрытие–клей» либо по смешанному пути. В настоящей работе детальная количественная оценка площади участков разрушения различного типа не выполнялась. Вместе с тем визуальный

осмотр поверхностей после испытаний позволял исключить грубые дефекты склеивания и явное разрушение, обусловленное только недостаточной прочностью клеевого соединения.

Полученные данные дополняют ранее выполненные исследования хромсодержащих покрытий, сформированных методом электродеформационного плакирования гибким инструментом [4–7]. С учетом результатов испытаний на нормальный отрыв метод ЭДПГИ можно рассматривать как технологически перспективный способ формирования покрытий для деталей узлов трения, где важны не только свойства поверхностного слоя, но и его прочная связь с основой. При этом область рационального применения таких покрытий должна определяться с учетом условий работы конкретной детали, требований к толщине, шероховатости, износостойкости и коррозионной стойкости.

Выводы. Установлено, что адгезионная прочность хромсодержащих покрытий, сформированных методом ЭДПГИ, зависит от состава материала-донора и составляет 10,87–26,6 МПа.

Наибольшее значение прочности сцепления со стальной основой получено для покрытия Cr –УДАГ – 26,6 МПа. Для покрытий Cr и Cr –ТРГ значения составили соответственно 10,87 и 15,35 МПа.

Адгезионная прочность гальванического хромового покрытия составила 6,20 МПа. Превышение прочности сцепления покрытий ЭДПГИ над гальваническим хромовым покрытием составило 1,75–4,29 раза.

Последовательное увеличение адгезионной прочности в ряду $Cr \rightarrow Cr$ –ТРГ $\rightarrow Cr$ –УДАГ показывает, что состав материала-донора влияет на сопротивление системы «покрытие – основа» разрушению при нормальном отрыве.

Повышенная прочность сцепления покрытий ЭДПГИ может быть связана с механической активацией поверхности, внедрением переносимого материала в микронеровности основы, уплотнением формируемого слоя и образованием развитой зоны соединения покрытия с основным металлом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Защитные покрытия : учеб. пособие / М. Л. Лобанов, Н. И. Кардонина, Н. Г. Росина [и др.]. – Екатеринбург : Изд-во Урал. ун-та, 2014. – 200 с.
2. Солодкова, Л. Н. Электролитическое хромирование / Л. Н. Солодкова, В. Н. Кудрявцев. – М. : Глобус, 2007. – 191 с.
3. Effect of pretreatment process on the adhesion and corrosion resistance of chromium-carbon coatings deposited on copper substrates / H. H. Sheu, Y.-R. Chen, T.-T. Lin [et al.] // International Journal of Electrochemical Science. – 2019. – Vol. 14. – P. 3281–3290. – DOI: 10.20964/2019.04.52.
4. Пилипчук, Е. В. Формирование хромовых покрытий электродеформационным плакированием гибким инструментом / Е. В. Пилипчук // Новые горизонты – 2018: сборник материалов Белорусско-Китайского молодежного инновационного форума, 15–16 ноября 2018 г. : в 2 т. – Мн., 2018. – Т. 2 – 40–42 с.

5. Структура и триботехнические свойства хромовых покрытий, сформированных электродеформационным плакированием гибким инструментом / В. К. Шелег, М. А. Леванцевич, Е. В. Пилипчук [и др.] // Наука и техника. – 2019. – Т. 18, № 5. – 359–368 с.

6. Пилипчук, Е. В. Исследование коррозионной стойкости хромовых покрытий, сформированных электродеформационным плакированием / Е. В. Пилипчук // Новые горизонты – 2019: сборник материалов Белорусско-Китайского молодежного инновационного форума, Минск, 12–13 ноября 2019 г. / Белорусский национальный технический университет. – Мн., 2019. – С. 68–71.

7. Леванцевич, М. А. Триботехнические свойства покрытий из порошковых композитов, сформированных методом ДПГИ / М. А. Леванцевич, Н. Н. Максимченко, Е. В. Пилипчук // Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки. Технология – Оборудование – Инструмент – Качество: тезисы докладов 37-й Международной научно-технической конференции, Минск, 6 апреля 2023 г. / редкол.: В. К. Шелег (отв. ред.) [и др.]. – Мн., 2023. – С. 43–44.

8. Модифицирование материалов и покрытий наноразмерными алмазосодержащими добавками / П. А. Витязь, В. И. Жорник, В. А. Кукареко [и др.] ; под общ. ред. П. А. Витязя. – Минск: Беларуская навука, 2011. – 526 с.

9. Beyragh, M. R. S. A comparative research on corrosion behavior of a standard, crack-free and duplex hard chromium coatings / M. R. S. Beyragh, Sh. Khameneh Asl, S. Norouzi // Surface and Coatings Technology. – 2010. – Vol. 205, Iss. 7. – P. 2605–2610. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2010.10.009.

Поступила 26.03.2026

МАШИНОВЕДЕНИЕ, СИСТЕМЫ ПРИВОДОВ И ДЕТАЛИ МАШИН

УДК 629.113.073

Гурвич Ю. А.

ПРИМЕНЕНИЕ НЕГОЛОНОМНЫХ ТЕОРИЙ КАЧЕНИЯ КОЛЕСА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ШАССИ САМОЛЕТА

*Белорусская государственная академия авиации,
Минск, Беларусь*

Проектирование шасси самолета и других летательных аппаратов, а также любых колесных транспортных средств необходимо осуществлять с помощью механико-математических теорий качения колеса с упругой шиной по твердой поверхности:

– теории неголономного качения упругой шины по твердой поверхности академика М. В. Келдыша;

– теории неголономного качения упругой шины по твердой поверхности в случаях больших скоростей и больших величин кинематических параметров Ю. И. Неймарка, Н. А. Фуфаева.

Введение. Проектирование шасси самолетов, применяемых в гражданской и военной технике, являются задачами, где решение оценивается вектором, состоящим из нескольких локальных критериев, которые, как правило, оказывают неоднозначное и противоречивое действие на проектируемый объект, и называются многокритериальными (векторными) задачами. Решение этих задач должно находиться в области компромиссов между локальными критериями [1].

Проектировщики такой техники сталкиваются с проблемой, какую из существующих теорий качения колеса с упругой шиной по твердой взлетно-посадочной полосе применить при формировании механико-математического описания взлета и посадки самолета. Иначе, какую систему дифференциальных уравнений движения колеса с упругой шиной следует использовать при проектировании колесного транспортного средства, чтобы обеспечить во всем скоростном и частотном диапазонах движения область компромиссов при выборе:

– критериев устойчивости и безопасности движения с учетом среднего времени реакции водителя;

– приемлемой величины шимми колеса носовой опоры шасси самолета;

– критериев плавности хода, достаточной стабилизации, усилия на рулевом колесе и износа шин [2].

Теория качения (ТК) – область механики, в которой определяются главный вектор и главный момент сил реакции, действующих на катящееся колесо с упругой шиной в области контакта с твердой дорогой в функции фазовых переменных и их производных по времени диска колеса; отыскиваются уравнения кинематических связей (голономных или неголономных связей) при качении. К ТК относится также разработка экспериментальных методов определения упомянутых зависимостей, коэффициентов жесткости и кинематических параметров упругой шины. Если колесо и дорога оказываются абсолютно твердыми, то ТК переходит до некоторой степени условно в область механики неголономных систем, расширяя границы последней, включив в ее сферу и упругие тела.

В ТК рассматриваются два вида движений: стационарное качение [3] и нестационарное качение [4].

В [5] приведены методы понижения порядка системы дифференциальных уравнений шимми в [4].

Недавно появилась еще одна теория шимми, основанная на описании сухого трения [6–8].

Для полного описания и понимания ТК колеса с упругой шиной по твердой поверхности в некоторых местах данной статьи будут использованы отдельные фрагменты, выдержки и некоторые данные экспериментальных работ с авиационной шиной 400×150 модели 5 при боковых и угловых гармонических колебаниях [9].

В последнее время появились работы [10; 11], в которых приведена новая теория качения на примере описания движения ведущего колеса локомотива (автомобиля) и выполнено обобщение ее при описании явления шимми.

Исходя из вышесказанного, сформирована цель данной работы – установить какие теории шимми нужно использовать при проектировании шасси самолетов и управляемых осей автомобилей, чтобы обеспечить приемлемую для практики величину шимми колес.

Обоснование цели состоит из четырех частей, которые реализуются путем последовательного рассмотрения:

- частотных характеристик (ЧХ) боковой силы при боковых колебаниях колеса с упругой шиной, построенных по ТК [3–5];
- областей применимости ТК [3–5];
- применения ТК в функции жесткости упругой шины катящегося колеса по твердой дороге;
- экспериментов, подтверждающих тезис об увеличении крутильной жесткости носовой опоры шасси самолета.

I. Частотные характеристики боковой силы по ТК [3–5]

1. Теория [3]

ТК [3] имеет вид

$$P = -k\delta = k \left(\frac{dy}{dx} - \theta \right). \quad (1)$$

ЧХ боковой силы по (1), имеют вид

$$P(\omega_i) = \left| \frac{P(j_1\omega_i)}{y(j_1\omega_i)} \right| = k\omega_i, \quad \Phi(P) = \arg \frac{P(j_1\omega_i)}{y(j_1\omega_i)} = -\frac{\pi}{2}, \quad (2)$$

где $P(\omega_i)$ и $\Phi(P)$ – амплитудные и фазовые ЧХ в функции путевой частоты $\omega_i = \frac{2\pi}{v_i T}$, рад/м; v_i – скорость центра колеса, м/с; T – период бокового или углового воздействия на катящееся колесо с шиной, с.

2. Теория [4]

В [4] выведены дифференциальные уравнения шимми шестого порядка в функции шести параметров. Три из них описывают упругие свойства шины, а остальные характеризуют произвольный вынос колеса, угол наклона стойки и ее упругость.

В случае жесткой вертикальной стойки система дифференциальных уравнений шимми упрощается – имеет четвертый порядок. Эту систему уравнений можно еще больше упростить, если из нее исключить вынос колеса; плоскость обода колеса во время движения вертикальна; момент инерции колеса относительно его вертикальной оси равен нулю (рассматривается невесомое колесо):

$$\left. \begin{aligned} Q &= -C_3\xi, \quad M = C_4\varepsilon; \\ \dot{y} &= v\theta - v\varepsilon + \dot{\xi}; \\ \dot{\theta} - \dot{\varepsilon} &= C_2v\varepsilon + C_1v\xi, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где Q, M – боковая сила и стабилизирующий момент; y – координата бокового движения центра колеса; ξ, ε – боковая и угловая деформация шины; θ – угол поворота центральной плоскости колеса относительно вертикальной оси; v – скорость центра колеса; C_1, C_2 – кинематические коэффициенты; C_3, C_4 – коэффициенты боковой и угловой жесткости шины.

АЧХ и ФЧХ боковой силы, построенные по (3) при боковых гармонических колебаниях с амплитудой y имеют вид:

$$Q_i^T = \frac{C_3 \omega_i \sqrt{\omega_i^2 + C_2^2}}{\sqrt{(C_1 - \omega_i^2)^2 + \omega_i^2 C_2^2}}, \quad \Phi_i^T(Q) = \arctg\left(-\frac{C_2}{\omega_i}\right) - \arctg \frac{\omega_i}{-\omega_i^2}, \quad (4)$$

где $Q_i^T = \left| \frac{Q(j_1 \omega_i)}{y(j_1 \omega_i)} \right|$, $\Phi_i^T(Q) = \arg \frac{Q(j_1 \omega_i)}{y(j_1 \omega_i)}$ – АЧХ и ФЧХ боковой силы при боковых колебаниях в функции ω_i .

3. Движение колеса с большой скоростью. Метод движения колеса с упругой шиной с большой скоростью по твердой дороге (МДБС) [5] основывается на предположении, что скорости движения самолета по ВПП достаточно велики. Введем малый параметр $\mu = 1/v$ и запишем два последних уравнения (3) в виде

$$\mu \frac{d\xi}{dt} = \varepsilon - \theta + \frac{dy}{ds}, \quad \mu \frac{d\varepsilon}{dt} = -C_1 \xi - C_2 \varepsilon + \frac{d\theta}{ds}, \quad (5)$$

где $S = vt$.

При малом μ фазовое пространство (5) разбивается на области быстрых и медленных движений, где быстрыми переменными являются ξ, ε . Область медленных движений образует гиперповерхность H , определяемую уравнениями

$$\varepsilon - \theta + \frac{dy}{ds} = 0, \quad \frac{d\theta}{ds} - C_1 \xi - C_2 \varepsilon = 0. \quad (6)$$

Исключив из уравнений (6) величину ε , получим

$$\frac{dy}{ds} + \frac{1}{C_2} \frac{d\theta}{ds} = \frac{C_1}{C_2} \xi - \theta. \quad (7)$$

ЧХ боковой силы по ТК (7), с учетом зависимости $Q = -C_3 \xi$ имеют вид

$$Q(\omega_i) = \left| \frac{Q(j_1 \omega_i)}{y(j_1 \omega_i)} \right| = \frac{C_2}{C_1} \omega_i, \quad (8)$$

$$\Phi(Q) = \arg \frac{Q(j_1 \omega_i)}{y(j_1 \omega_i)} = -\frac{\pi}{2},$$

где $Q(\omega_i)$ и $\Phi(Q)$ – АЧХ и ФЧХ боковой силы в функции ω_i .

4. Движение колеса с большими величинами кинематических параметров. Опишем метод движения колеса с большими величинами кинематических параметров по твердой дороге (МБВКП) [5].

Запишем последнее уравнение (3) в виде

$$\mu \begin{pmatrix} \dot{\theta} - \dot{\varepsilon} \end{pmatrix} = \nu C_1^0 \xi + \nu C_2^0 \varepsilon. \quad (9)$$

При $\mu \rightarrow 0$ появляется поверхность медленных движений, которая определяется уравнением

$$C_1^0 \xi + C_2^0 \varepsilon = 0. \quad (10)$$

Исключим переменную ε из первого уравнения (3), применим (10), получим

$$\frac{d\xi}{ds} - \frac{dy}{ds} + \theta + \frac{C_1}{C_2} \xi = 0. \quad (11)$$

5. Объединенный метод [5]

Когда одновременно учитываются два метода МДБС и МБВКП, то уравнение (11) будет выглядеть следующим образом

$$C_2 \theta = -C_1 \xi. \quad (12)$$

II. Области применимости теорий качения [3–5]. Для построения областей применимости ТК сначала приведем экспериментальные АЧХ(1) и ФЧХ(2) боковой силы в функции путевой частоты p авиационной шины 400×150 модели 5, впервые полученные при ее боковых гармонических колебаниях (рис. 1). Каждая точка на этих ЧХ получена как средняя величина десяти размахов и сдвигов по фазе боковой силы при нормальной нагрузке на шину $G = 4$ кН, давлении в шине $p = 0,3$ МПа и амплитуде боковых гармонических колебаний $y_0 = 2,5 \cdot 10^{-2}$ м; заштрихованная область изменения ω_i от 0 до 25 рад/м – область всех режимов качения колеса, включая влияние прицепов и автоколебания – или шимми или самовозбуждающиеся колебания управляемых колес с упругими шинами [9].

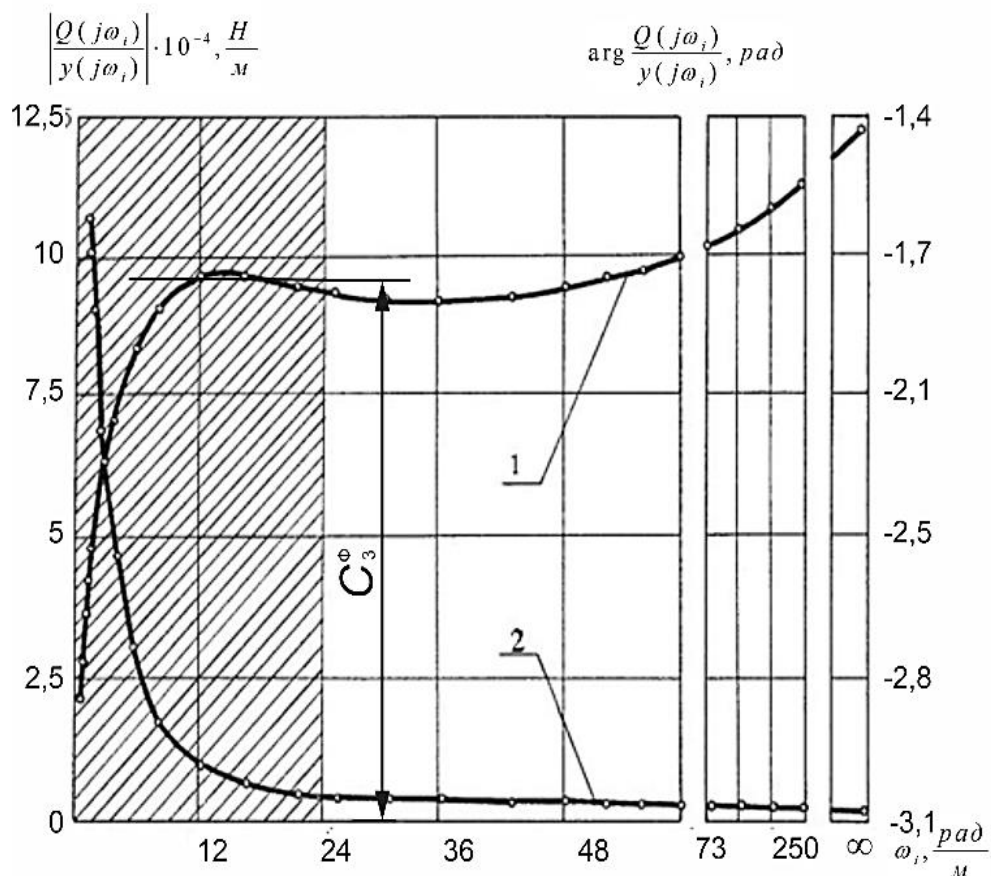


Рис. 1. Экспериментальные частотные характеристики боковой силы при боковых колебаниях авиационной шины 400×150 модели 5:

1 – АЧХ(1); 2 – ФЧХ(2); $C_3^Ф$ – динамическая жесткость шины

Области применимости ТК будем определять по степени совпадения расчетных АЧХ и ФЧХ боковой силы с аналогичными экспериментальными АЧХ(Q) = АЧХ(1) и ФЧХ(Q) = ФЧХ(2) (рис. 2).

На рис. 2 цифрами 1 и 3 обозначим АЧХ и ФЧХ боковой силы, построенные по формулам (2) и (8); 2 – АЧХ и ФЧХ боковой силы, построенные по формуле (4), а 4 – по формуле (11).

АЧХ и ФЧХ боковой силы, построенные по ТК (рис. 2, линия 4) [5] в широком диапазоне путевой частоты ω_i от 0 до 25 рад/м, практически совпадают с аналогичными экспериментальными АЧХ и ФЧХ жестких шин грузовых автомобилей и тракторов (на рис. 2 ЧХ не показаны). Отметим, что каждая точка на этих ЧХ получена как средняя величина десяти размахов и сдвигов по фазе боковой силы.

Объединенный случай ТК (МДБС + МБВКП) [5] нашел применение в практике автомобилестроения (12).

АЧХ и ФЧХ боковой силы, построенные по ТК [4] полностью совпадают с экспериментальными АЧХ(Q) и ФЧХ(Q).

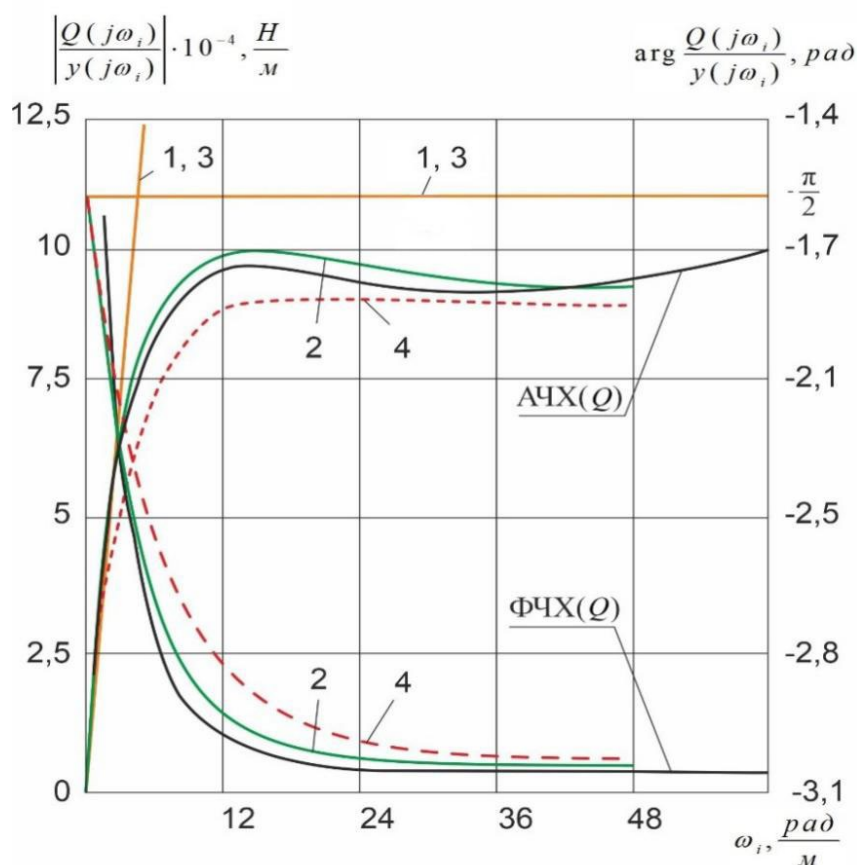


Рис. 2. Экспериментальные и теоретические АЧХ и ФЧХ

Анализ областей применимости ТК [3–5] показал, что при проектировании колесных транспортных средств необходимо применять:

- ТК [4] в широком диапазоне путевой частоты ω_i от 0 до 25 рад/м для любых видов шин;
- ТК (МДБС) [5] в узком диапазоне путевой частоты ω_i от 0 до 0,5 рад/м и при больших скоростях движения для шин гоночных автомобилей;
- ТК (МБВКП) [5] в широком диапазоне путевой частоты ω_i от 0 до 25 рад/м для жестких шин грузовых автомобилей и тракторов.

Объединенный метод (МДБС + МБВКП) [5] нашел применение в практике проектирования колесных машин, когда нужно учитывать развал и схождение колес при определении усилия, действующего на подшипник через ступицу колеса.

III. Применение теорий качения в функции жесткости упругой шины катящегося колеса по твердой дороге.

1. Рассмотрим движение конька по твердому льду сначала при вязком, а затем и сухом трении (рис. 3) [1].

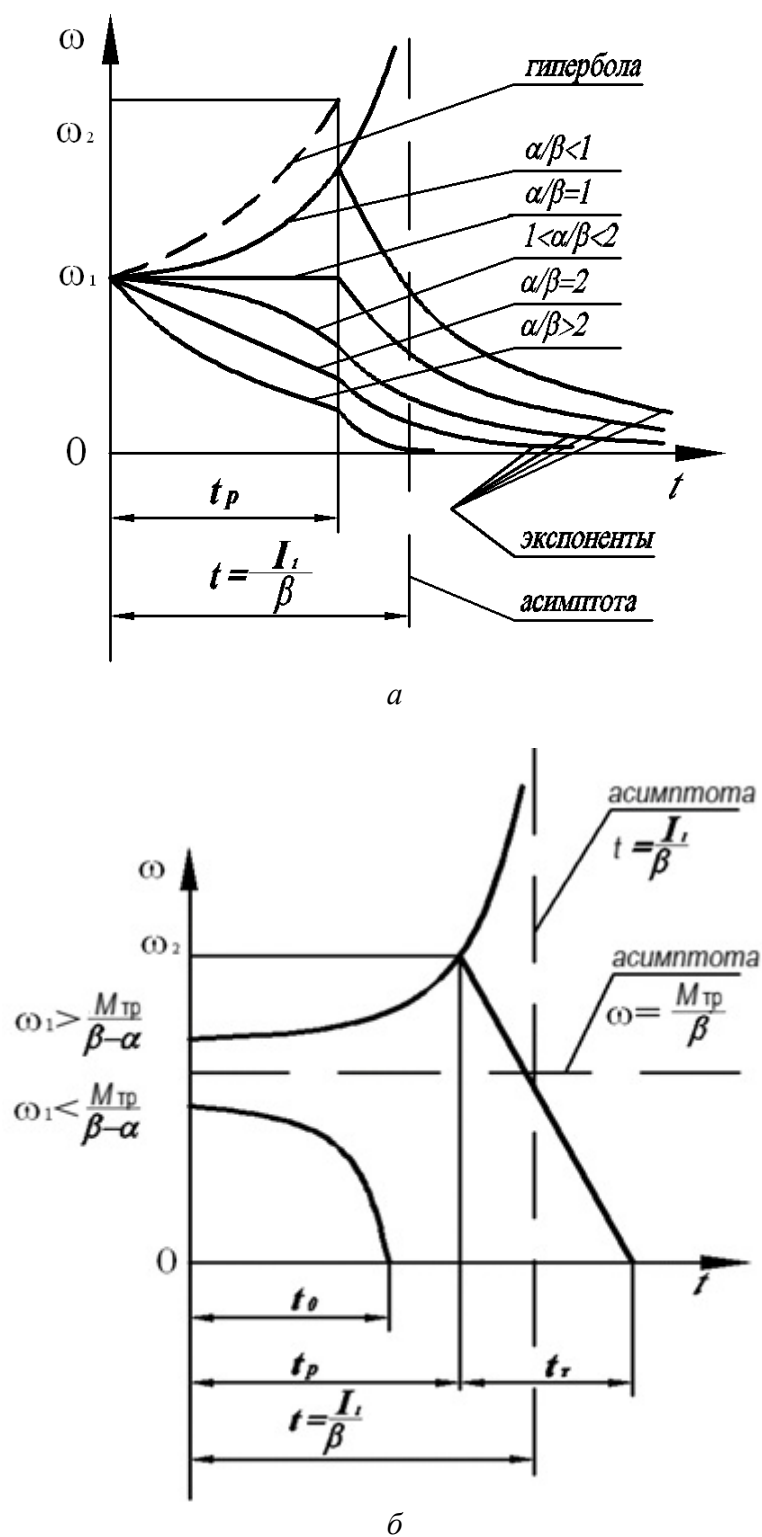


Рис. 3. Зависимости угловой скорости вращения конька фигуриста по твердому льду:
 a – вязкое трение; b – сухое трение

Отметим качественное сходство графических зависимостей угловой скорости вращения фигуриста при вязком и сухом трении, что говорит о возможности использования сухого трения при движении твердых тел друг по другу.

2. Рассмотрим неголономное качение колес с упругой шиной по твердой поверхности в сравнении с экспериментальными частотными характеристиками мягких и жестких шин.

Мягкие шины. На рис. 2 кривые 2, представляющие теоретические АЧХ и ФЧХ боковой силы при боковых колебаниях, построенных по теории академика М. В. Келдыша [4], практически совпадают с аналогичными экспериментальными АЧХ(Q) и ФЧХ(Q) мягких шин во всем диапазоне путевой частоты ω_i от 0 до 48 рад/м. Это говорит о правомерности использования теории неголономного качения при движении упругих тел по твердой поверхности.

Жесткие шины. На рис. 2 кривые 4, представляющие расчетные АЧХ и ФЧХ боковой силы при боковых колебаниях, построенные по МБВКП практически совпадают с аналогичными экспериментальными АЧХ и ФЧХ характеристиками жестких шин грузовых автомобилей и тракторов. Все это говорит о правомерности использования теории неголономного качения при движении по твердой поверхности жестких шин.

3. Для проверки адекватности теоретических моделей в лаборатории механики систем ИПМех РАН в содружестве с кафедрой теоретической механики МФТИ был разработан лабораторный стенд, позволяющий измерять силу сухого трения F при прямолинейном проскальзывании трущихся тел при наличии верчения для различных форм областей контакта. Экспериментальное измерение силы трения проводилось для цилиндрических инденторов радиусов 1, 1,5 и 2 см. В качестве материалов образцов были выбраны твердые тела – сталь, дюраль, латунь, дуб [12].

Значения силы трения при числе оборотов стальной платформы 177,3 об/мин и различных нагрузках на образцы представлены на рис. 4.

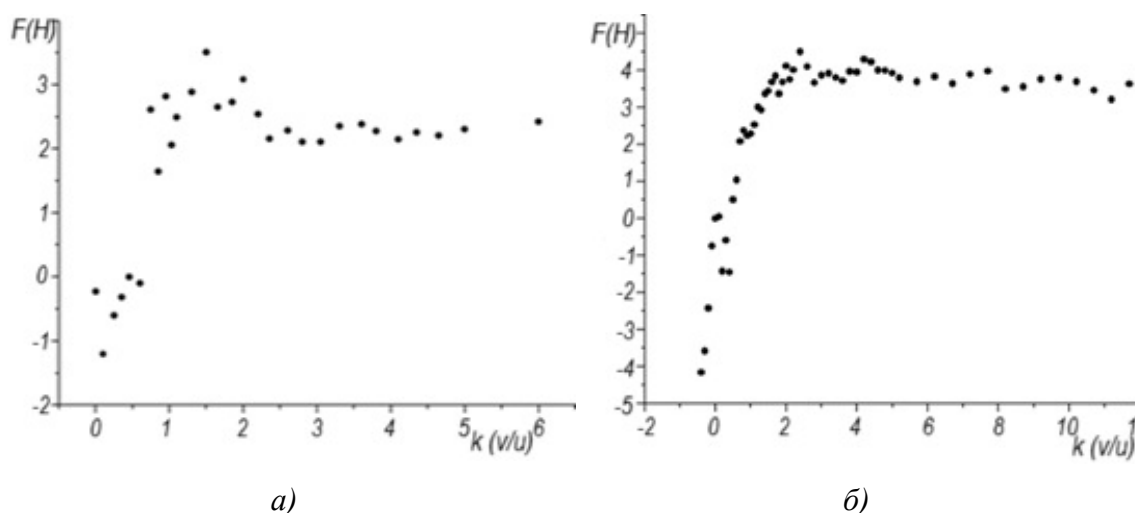


Рис. 4. Зависимость силы трения от коэффициента $k = v / (R\omega)$ (где v – скорость

скольжения, $R\omega$ – линейная скорость вращения [13]):

а – стальной диск радиуса 2 см при нагрузке 11,42 Н;

б – дюралевый диск радиуса 1 см при нагрузке 11,77 Н

4. Представленные экспериментальные данные в [15] находятся в хорошем качественном согласовании с силой трения по методу Ю. И. Неймарка и Н. А. Фуфаева (см. рис. 2, кривые 4) [5]. Этот метод отличается от теории [13] и от теории поликомпонентного сухого трения [6–8] тем, что он построен на использовании более высокого уровня первоначальных предположений ТК [4] и на экспериментальном подтверждении (см. рис. 2, кривые 4 и п. 2 «Жесткие шины»).

IV. Эксперименты, подтверждающие тезис об увеличении крутильной жесткости носовой опоры шасси самолета

Во всех ТК [4–8; 10; 11] сказано, что для борьбы с шимми следует увеличивать крутильную жесткость носовой опоры шасси.

Этот тезис нашел подтверждение в экспериментальных исследованиях, впервые описанных в [9], где установлено влияние амплитуды угловых колебаний шины 400×150 модели 5 вокруг вертикальной оси на АЧХ боковой силы и стабилизирующего момента в функции путевой частоты ω_i (рис. 5). Каждая точка на экспериментальных АЧХ (1', 2', 1, 2) получена как средняя величина десяти размахов.

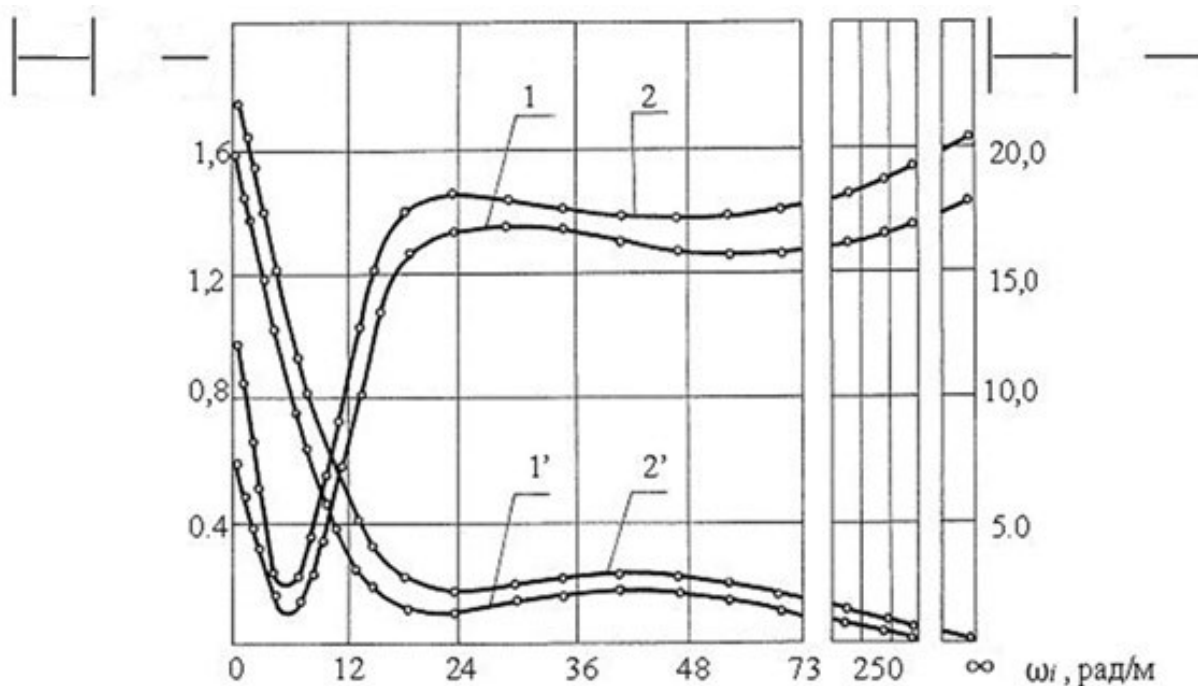


Рис. 5. Влияние амплитуды угловых колебаний на ЧХ авиационной шины 400×150 модели 5 [9]:

1', 2' – АЧХ боковой силы; 1, 2 – АЧХ стабилизирующего момента;
1, 1' – $\theta = 5^\circ$; 2, 2' – $\theta = 2,5^\circ$

Первое «*негативное*» свойство этих графиков заключается в резком уменьшении значений боковой силы и стабилизирующего момента в широком диапазоне путевой частоты ω_i , при этом линейная скорость центра ко-

леса и его угловая скорость вращения в этом диапазоне, изменяется от больших к меньшим значениям. Для ликвидации этих «негативных» свойств на практике потребуется значительно увеличивать угловую жесткость носовой опоры шасси.

Второе «*позитивное*» свойство этих графиков заключается в том, что с их помощью подтвержден новый закон, который академик РАН В. Ф. Журавлев в своей дискуссии с В. В. Козловым в статье «Отклик на работу В. В. Козлова-Лагранжева механика и сухое трение», Нелинейная динамика. *назвал новым законом природы то, что «сила трения и момент уменьшаются с увеличением угловой скорости качения колеса».*

Экспериментальные значения АЧХ боковой силы и стабилизирующего момента при боковых гармонических колебаниях колеса в диапазоне путевой частоты ω_i от 0 до 25 рад/м в отличие от графических зависимостей, показанных на рис. 5, **резко возрастают, что положительно сказывается на работе носовой опоры шасси** (рис. 6). Каждая точка на экспериментальных АЧХ боковой силы (1–4) и стабилизирующего момента (1'–4') получена при следующих данных: $G=4$ кН; $p=0,24$ МПа; 1, 1' – $y_0 = 9,9 \cdot 10^{-3}$ м; 2, 2' – $y_0 = 6,5 \cdot 10^{-3}$ м; 3, 3' – $y_0 = 5,0 \cdot 10^{-3}$ м; 4, 4' – $y_0 = 2,5 \cdot 10^{-3}$ м.

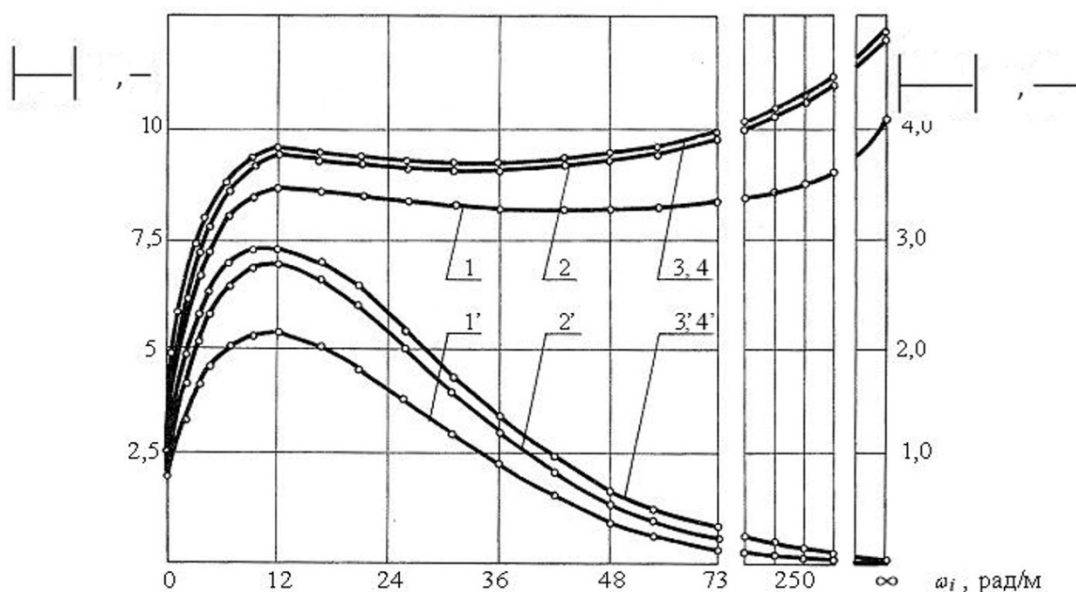


Рис. 6. Влияние амплитуды боковых колебаний на ЧХ авиационной шины 400×150 модели 5 [9]

Заключение

1. Проектирование шасси самолета и других летательных аппаратов, а также любых колесных транспортных средств, необходимо осуществлять с помощью механико-математических ТК колеса с упругой шиной по твердой поверхности с помощью теорий качения:

А. Теория неголономного качения упругой шины по твердой поверхности академика М. В. Келдыша [4].

Б. Методы Ю. И. Неймарка и Н. А. Фуфаева [5] применяются для понижения порядка системы дифференциальных уравнений неголономного шимми в [4] колесных транспортных средств в случаях:

- больших скоростей (МДБС) для шин гоночных автомобилей;
- больших величин кинематических параметров (МБВКП) для жестких шин грузовых автомобилей и тракторов;
- **объединения (МДБС + МБВКП)**, когда нужно учитывать развал и схождение колес при определении усилия, действующего на подшипник через ступицу колеса.

2. Для ликвидации этих «негативных» свойств экспериментальных графиков (см. рис. 5) на практике потребуются значительно увеличивать угловую жесткость носовой опоры шасси самолета.

3. Академик РАН В. Ф. Журавлев назвал *новым законом природы то, что «сила трения и момент уменьшаются с увеличением угловой скорости качения колеса»*, который впервые подтвержден экспериментами (рис. 5).

Этот закон подтвержден также и в новой ТК [10; 11].

4. В отличие от кривых на рис. 5, экспериментальные значения боковой силы и стабилизирующего момента при боковых колебаниях колеса в диапазоне путевой частоты ω_i от 0 до 25 рад/м, полученных впервые, наоборот, резко возрастают, что положительно сказывается на работе носовой опоры шасси самолета (рис. 6).

ЛИТЕРАТУРА

1. Повышение эффективности преподавания теоретической и прикладной механики с помощью новых прогрессивных технологий / Ю. А. Гурвич, К. К. Крамник, А. Ю. Демко [и др.] // *Авиационный вестник*. – 2024. – № 10. – С. 77–96.
2. 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.
3. Рокар, И. Неустойчивость в механике, автомобили, самолеты, висячие мосты / И. Рокар. – М. : Изд-во ин. лит. – 1959. – 287 с.
4. Келдыш, М. В. Избранные труды: Механика / М. В. Келдыш. – М. : Наука, 1985. – 568 с.
5. Неймарк, Ю. И. Динамика неголономных систем / Ю. И. Неймарк, Н. А. Фуфаев. – М. : Наука, 1967. – 519 с.
6. Журавлев, В. Ф. О механизме явления шимми / В. Ф. Журавлев, Д. М. Климов // *Доклады академии наук*. – 2009. – Т. 428, – № 6. – С. 761–764.
7. Журавлев, В. Ф. Теория явления шимми / В. Ф. Журавлев, Д. М. Климов // *Изв. Рос. акад. наук. Механика твердого тела*. – 2010. – № 3. – С. 22–29.
8. Журавлев, В. Ф. Новая модель шимми / В. Ф. Журавлев, Д. М. Климов, П. К. Плотников // *Изв. Рос. акад. наук. Механика твердого тела*. – 2013. – № 5. – С. 13–23.
9. Гурвич, Ю. А. Экспериментально-аналитический метод параметрической идентификации процесса качения колеса с шиной / Ю. А. Гурвич // *Авиационный вестник*. – 2021. – № 5. – С. 29–44.
10. Коронатов, В. А. Новая теория качения на примере описания движения ведущего колеса локомотива (автомобиля) / В. А. Коронатов // *Системы. Методы. Технологии*. Братский гос. университет. – 2017. – № 4 (36). – С. 78–86.

11. Коронатов, В. А. Обобщение качественно новой теории качения колеса при описании явления шимми / В. А. Коронатов // Системы. Методы. Технологии. Братский гос. университет. – 2018. – № 1 (37). – С. 45–55.

12. Кириенков, А. А. Связанные модели трения скольжения и верчения: от теории к эксперименту / А. А. Кириенков, С. В. Семендяев // Аэрокосмические исследования, прикладная механика ТРУДЫ МФТИ. – 2010. – Т. 2. – № 3. – С. 74–91.

13. Контенсу, П. Связь между трением скольжения и трением верчения и ее учет в теории волчка / П. Контенсу // Проблемы гироскопии. – 1967. – С. 70–77.

Поступила 05.01.2026

УДК 629.113.073

Гурвич Ю. А.

**ПРИМЕНЕНИЕ ПОЛИКОМПОНЕНТНЫХ ТЕОРИЙ КАЧЕНИЯ
КОЛЕСА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ
УРАВНЕНИЙ ШАССИ САМОЛЕТА**

*Белорусская государственная академия авиации,
Минск, Беларусь*

Проектирование шасси самолета и других летательных аппаратов, а также любых колесных транспортных средств необходимо осуществлять с помощью механико-математических теорий качения колеса с упругой шиной по твердой поверхности:

– новой теории качения железнодорожного (автомобильного) колеса по твердой дороге В. А. Коронатова;

– новой теории качения колеса – поликомпонентной теории сухого трения академиков РАН В. Ф. Журавлева и Д. М. Климова.

Данная статья посвящена описанию двух теорий качения колеса:

– поликомпонентной теории трения, которая использует новые представления о сухом трении [1–3];

– новой теории качения (ТК) на примере описания движения ведущего колеса локомотива (автомобиля) где выполнено обобщение явления шимми [4; 5].

Исходя из вышесказанного, сформирована цель данной работы – установить, какие теории поликомпонентного качения колеса с упругой шиной по твердой дороге можно использовать при проектировании шасси летательных аппаратов и любых колесных транспортных средств, чтобы обеспечить во всем скоростном диапазоне движения область компромиссов при выборе критериев устойчивости и безопасности движения, приемлемой для практики величины шимми колеса носовой опоры шасси, выполнить расчет и анализ напряженно-деформированного состояния носовой опоры шасси самолета.

Обоснование цели состоит из четырех частей, которые реализуются путем последовательного рассмотрения:

– области применимости поликомпонентной теории сухого трения ТК [1–3];

– новой ТК колеса с упругой шиной по твердой поверхности [4; 5];

– применение ТК в функции жесткости упругой шины катящегося колеса по твердой дороге;

– **результатов расчета и анализа напряженно-деформированного состояния носовой опоры шасси самолета Як-40.**

I. Определение области применимости поликомпонентной ТК [1–3]. Взаимосвязь трения скольжения и верчения в случае неточечного контакта движущихся тел впервые была описана П. Контенсу [6]. Предполагая, что обе соприкасающиеся поверхности локально сферические, а распределение контактных напряжений внутри пятна контакта определяется законом Герца.

Дальнейшее развитие первоначальных предпосылок теории П. Контенсу [6] получило в новой поликомпонентной теории сухого трения академиком РАН В. Ф. Журавлева и Д. М. Климова [1–3].

Область применимости этой ТК выполним в виде двух частей. С помощью феноменологического подхода проанализируем выводы работ [1–3], затем опишем причины их противоречивости.

1. Анализ выводов. Номера выводов будем обозначать целыми числами – i^0 , $i = \overline{1, 7}$. Выводы из [1–3]:

– увеличивать крутильную жесткость стойки – 1 °;

– уменьшать трение скольжения – 2 °;

– уменьшать трение качения – 3 °;

– положительный эффект дает уменьшение пятна контакта – 4 ° и увеличение массовых характеристик колеса – 5 °;

– никакого влияния на устойчивость скорость относительного проскальзывания не оказывает – 6 °;

– если частота крутильных колебаний меньше или равна частоте изгибных колебаний, то шимми неизбежно – 7 °.

Условие 1 ° и 2 ° полностью совпадает с практикой качения колеса с упругой шиной по твердой поверхности.

Условие 3 ° можно выполнить, уменьшая коэффициент трения качения, например, за счет повышения давления в шине. Шина станет тверже, уменьшится пятно контакта и, соответственно, уменьшится сила сцепления шины с дорогой и, как следствие, увеличится проскальзывание. В итоге вместо «борьбы» с шимми – значительно увеличится вероятность его возникновения. Отметим, что условие 3 ° находится в явном противоречии с условием 2 °. Компромисс между двумя этими условиями невозможен.

Условие 4 ° практически совпадает с выводами условия 3 °.

Условие 5 °. При его выполнении увеличится пятно контакта шины с дорогой, что положительно скажется на борьбе с шимми. Однако возникает вопрос: «До каких пределов можно увеличивать массу колеса с шиной по сравнению с массой шасси и самолета?»

Условие 6 ° противоречит положениям из курса физики и ТК колеса с упругой шиной: коэффициент трения и сила сцепления зависят от относительной скорости.

2. Причины противоречивости выводов работ [1–3]. «Данная ТК построена на предположении, что зона контакта должна обладать круговой центральной симметрией, в то время как у колеса с упругой шиной область контакта с твердой дорогой больше похожа на эллипс.

При создании ТК были привлечены дополнительные теории, не обладающие абсолютной адекватностью практике: не принимается в расчет трение качения, которое заменяют другой теорией, а ее использование вызывает появление еще и боковой силы; точные выражения для силы и момента, впервые полученные П. Контенсу [6], в приложениях заменяются их разложениями (или аппроксимациями) Паде [7], в которые входят безразмерные коэффициенты, выражающиеся через первые моменты распределения нормальных напряжений в контакте. Например, в случае круговой площадки контакта и распределения по Герцу можно получить значения этих коэффициентов. Если распределение нормальных напряжений неизвестно, то эти безразмерные коэффициенты находятся экспериментально.

Любая аппроксимация, в том числе и аппроксимация Паде, – это приближение к точному результату. Нет ясности в физическом смысле всех констант, входящих в дифференциальные уравнения этой ТК. Не понятно, как получить значения безразмерных коэффициентов экспериментально» [8].

II. Новая теория качения колеса с шиной [4; 5]. Описание этой новой ТК выполнено в сравнении с теорией поликомпонентного сухого трения [1–3].

Зависимости силовых составляющих сопротивления качению колеса. Аналитические выражения силовых компонент здесь будут записаны с помощью аппроксимации Паде для одной из моделей [1–3], где колесо радиуса R крепится к самолету при помощи вертикальной стойки длиной l , обладающей одинаковой изгибной упругостью p в направлении ортогональных осей x, y и упругостью на кручение q вокруг вертикальной оси z (рис. 1) [4; 5].

Скорость самолета при посадке в направлении оси x равна V . Колесо одновременно совершает два движения: катится (угол β) и поворачивается вокруг оси z на угол γ .

Пятно контакта имеет две зоны: сцепления (не заштрихована) и верчения (заштрихована) (рис. 2). Направление пятна контакта определяется направлением качения колеса (углом γ). Направление скорости проскальзывания Θ колеса относительно полотна дороги противоположное направлению силы сопротивления качению F_c определяется по формуле

$$v = \frac{V}{\cos \gamma} - R \dot{\beta}, \text{ причем } v_x = V - R \dot{\beta} \cos \gamma, \quad v_y = V \tan \gamma - R \dot{\beta} \sin \gamma. \text{ Для этой мо-}$$

дели кинематическими величинами будут являться v , $\dot{\beta}$, $\dot{\gamma}$ или имеющие

одинаковую размерность с ними величины v , $\varepsilon \dot{\beta}$, $\varepsilon \dot{\gamma}$, ε определяет средний радиус пятна контакта.

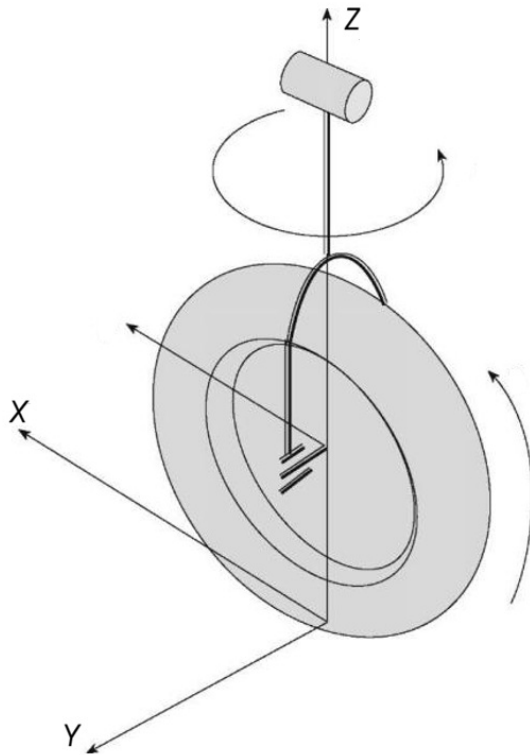


Рис. 1. Модель шимми колеса с шиной [1–3]

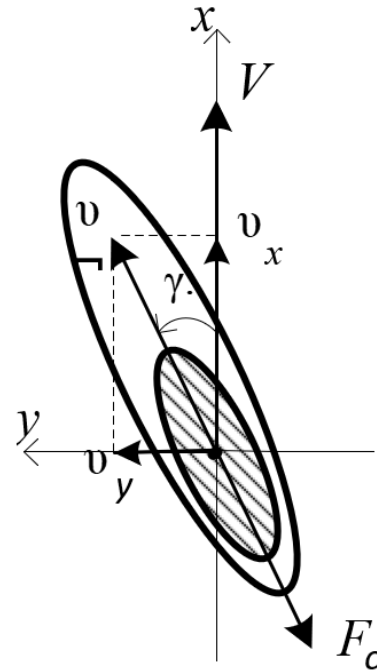


Рис. 2. Пятно контакта колеса на дороге

Силовые компоненты имеют вид:

$$F_c = F_0 \frac{|v| + \Delta}{|v| + \kappa \varepsilon \left| \dot{\gamma} \right| + b \varepsilon \left| \dot{\beta} \right| + \Delta}, \quad F_0 = F_c \Big|_{\dot{\beta}=\dot{\gamma}=0} = fN; \quad (1)$$

$$M_c = M_0 \frac{\varepsilon \left| \dot{\beta} \right| + \Delta}{\varepsilon \left| \dot{\beta} \right| + \kappa \varepsilon \left| \dot{\gamma} \right| + a |v| + \Delta}, \quad M_0 = M_c \Big|_{\dot{\gamma}=0} = \rho N; \quad (2)$$

$$M_z = M_{z0} \frac{\varepsilon \left| \dot{\gamma} \right| + \Delta}{\varepsilon \left| \dot{\gamma} \right| + a \left| \dot{\beta} \right| + b \varepsilon \left| \dot{\beta} \right| + \Delta}, \quad M_{z0} = M_z \Big|_{\dot{\beta}=0} = F_0 \frac{3\pi\kappa}{16}, \quad (3)$$

где $a, b, \kappa, \Delta, \hat{a}, \overset{\wedge}{\beta}$ – коэффициенты аппроксимации, определяются экспериментально; f, ρ – коэффициенты трения скольжения и качения, определяются по закону Кулона:

$$f = f_0 \operatorname{sign} v, \text{ при } v \neq 0; [-f_1, f_1], \text{ при } v \equiv 0, \text{ если } \dot{\gamma} \equiv \dot{\beta} \equiv 0;$$

$$f = f_0 \operatorname{sign} v, \text{ при } \varepsilon \dot{\gamma} \neq 0; [-f_1, f_1], \text{ при } \varepsilon \dot{\gamma} \equiv 0, \text{ если } v \equiv \dot{\beta} \equiv 0;$$

$$\rho = \rho_0 \operatorname{sign} \dot{\beta}, \text{ при } \dot{\beta} \neq 0; [-\rho_1, \rho_1], \text{ при } \dot{\beta} \equiv 0, \text{ если } v \equiv \dot{\gamma} \equiv 0.$$

Уравнения движения колеса по модели [1–3] имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} m \ddot{x} + p_x &= -F_0 \frac{V - \dot{\beta} R}{\left| V - \dot{\beta} R \right| + b \varepsilon \left| \dot{\gamma} \right|}, \\ m \ddot{y} + p_y &= -F_0 \frac{3\pi h \varepsilon^2 \dot{\gamma}}{15\pi \left| V - \dot{\beta} R \right| + 32\varepsilon \left| \dot{\gamma} \right|}, \\ C \ddot{\beta} &= -\frac{h \varepsilon^2 N}{5} + R F_0 \frac{V - \dot{\beta} R}{\left| V - \dot{\beta} R \right| + b \varepsilon \left| \dot{\gamma} \right|}, \\ A \ddot{\gamma} + q \gamma &= -M_{z0} \frac{\varepsilon \dot{\gamma}}{\varepsilon \left| \dot{\gamma} \right| + a \left| V - \dot{\beta} R \right|} + F_0 \gamma \frac{h \varepsilon^2}{5} + F_0 \frac{R}{l} y. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned}
m\ddot{x} + px &= -F_0 \frac{|\dot{v}| + \Delta}{|\dot{v}| + \kappa\varepsilon|\dot{\gamma}| + b\varepsilon|\dot{\beta}| + \Delta} \cos \gamma, \\
m\ddot{y} + py &= -F_0 \frac{|\dot{v}| + \Delta}{|\dot{v}| + \kappa\varepsilon|\dot{\gamma}| + b\varepsilon|\dot{\beta}| + \Delta} \sin \gamma, \\
C\ddot{\beta} &= -M_0 \frac{\varepsilon|\dot{\beta}| + \Delta}{\varepsilon|\dot{\beta}| + \kappa\varepsilon|\dot{\gamma}| + a|\dot{v}| + \Delta} + RF_0 \frac{|\dot{v}| + \Delta}{|\dot{v}| + \kappa\varepsilon|\dot{\gamma}| + b\varepsilon|\dot{\beta}| + \Delta}, \\
A\ddot{\gamma} + q\gamma &= -M_{z0} \frac{\varepsilon|\dot{\gamma}| + \Delta}{\varepsilon|\dot{\gamma}| + \hat{a}|\dot{v}| + b\varepsilon|\dot{\beta}| + \Delta}.
\end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Системы уравнений (4) и (5) отличаются друг от друга:

– отсутствуют слагаемые $F_0\gamma\frac{h\varepsilon^2}{5}$, $F_0\frac{R}{l}y$ в последнем уравнении (5);

– «при определении силовых компонент в теории поликомпонентного сухого трения используются стационарные полуэмпирические зависимости Герца, что приводит к неточностям окончательных результатов.

Такие неточности могут носить и качественный характер, когда аналитические выражения для силовых компонент неправильно учитывают вклад отдельных кинематических величин, их взаимосвязь. Это является основной причиной расхождения в соответствующих формулах и уравнениях при описании одной и той же модели с помощью двух сравниваемых ТК. Кроме того, на окончательный вид выражений для силовых компонент влияет и разница в выбранном виде аппроксимации Паде. В новой теории качения используется более общий и удобный в применении вид аппроксимации, позволяющий описывать движение колеса, которое может чередоваться с кратковременными остановками в качении, проскальзывании и верчении – по отдельности или одновременно, в разных сочетаниях. В теории поликомпонентного сухого трения такие кратковременные остановки исключаются» [4; 5].

Ш. Применение теорий качения на практике в функции жесткости шины. В выводах статьи [9] сказано, что при качении в динамике твердого шара на твердой плоскости аппроксимация реакций неголономных связей силами вязкого или сухого трения приводит к аналогичным результатам.

Это подтверждает возможность использования сухого трения при движении твердых тел друг по другу.

Для проверки адекватности теоретических моделей в лаборатории механики систем ИПМех РАН в содружестве с кафедрой теоретической механики МФТИ был разработан лабораторный стенд, позволяющий измерять силу сухого трения F при прямолинейном проскальзывании трущихся тел при наличии верчения для различных форм областей контакта. Экспериментальное измерение силы трения проводилось для цилиндрических инденторов радиусов 1, 1,5 и 2 см. В качестве материалов образцов были выбраны твердые тела – сталь, дюраль, латунь, дуб [10].

Значения силы трения при числе оборотов стальной платформы 177,3 об/мин и различных нагрузках на образцы представлены на рис. 3.

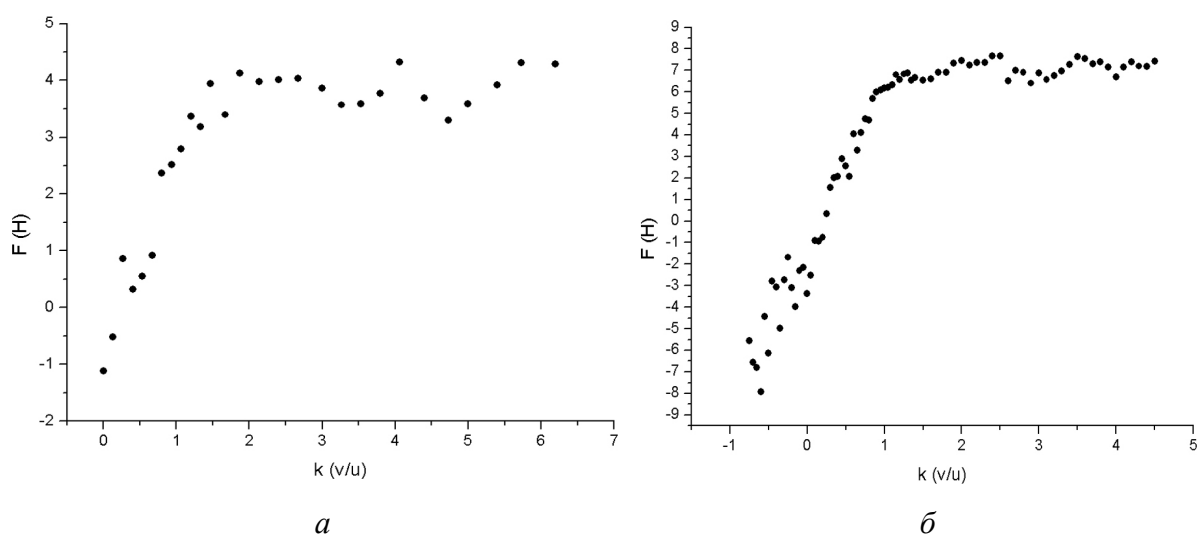


Рис. 3. Зависимость силы трения от коэффициента $k = v / (R\omega)$ (где v – скорость скольжения, $R\omega$ – линейная скорость вращения [6]):
 а – стальной диск радиуса 1,5 см при нагрузке 16,25 Н;
 б – дюралевый диск радиуса 2 см при нагрузке 21,48 Н

В [10] отмечено, что *«представленные экспериментальные данные находятся в хорошем качественном согласовании с силой трения по Контенсу (рис. 1, б) и, следовательно, подтверждают корректность развиваемой теории поликомпонентного сухого трения [1–3]»*.

Данный вывод вызывает некоторые сомнения, потому что:

- сила трения по теории Контенсу получена при допущениях, использование которых в качестве исходных предпосылок при формировании новой теории катящихся друг по другу различных тел является недопустимым;
- представленные экспериментальные данные для твердых тел в [10] находятся в хорошем качественном согласовании с силой трения по теории Контенсу, а не с экспериментальными данными, подтверждающими теорию [1–3].

Из анализа разделов I–III следует, что чем больше допущений, упрощений, аппроксимаций, привлечений дополнительных неточных теорий, введений круговой симметрии и т. д. при формировании новой ТК, тем она становится более «грубой» (происходит выхолащивание упругих свойств). При этом теряется смысл применения ТК [1–3] при проектировании колесных транспортных средств с мягкими шинами.

IV. Расчет и анализ напряженно-деформированного состояния носовой опоры шасси самолета Як-40. Внешний вид и схема носовой опоры шасси самолета Як-40 показаны на рис. 4.



Рис. 4. Носовая опора шасси самолета Як-40

3-D модель передней ноги шасси Як-40 была создана с помощью программного пакета SolidWorks (рис. 5).

Исследование напряженно-деформированного состояния носовой опоры шасси самолета Як-40. Полученная трехмерная модель передней ноги шасси и ее элементов импортируются в программный пакет ANSYS Workbench, в котором производится расчет и выявление наиболее нагруженных участков.

С помощью метода конечных элементов (МКЭ) трехмерная модель передней ноги разбивается на элементы (рис. 6).

Схема нагрузки передней ноги шасси самолета Як-40 (рис. 8). Фланец фиксируется жесткой заделкой (Fixed Support). К месту крепления колеса прикладывается сила 15 000 Н.

Исходные данные:

- материал – сталь 30ХГСА;
- предел прочности – 1 100 МПа;
- предел текучести – 850 МПа;
- нагрузка на переднюю ногу – 15 000 Н;
- коэффициент Пуассона – 0,3.

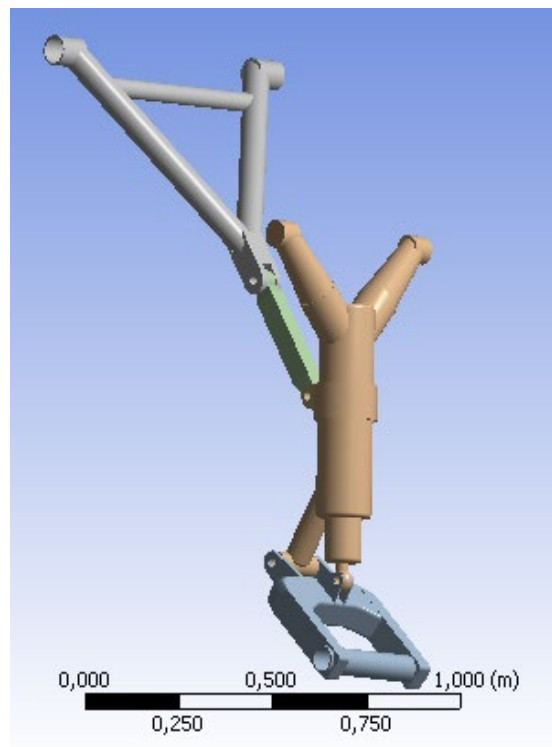


Рис. 5. Трехмерная модель носовой опоры шасси самолета

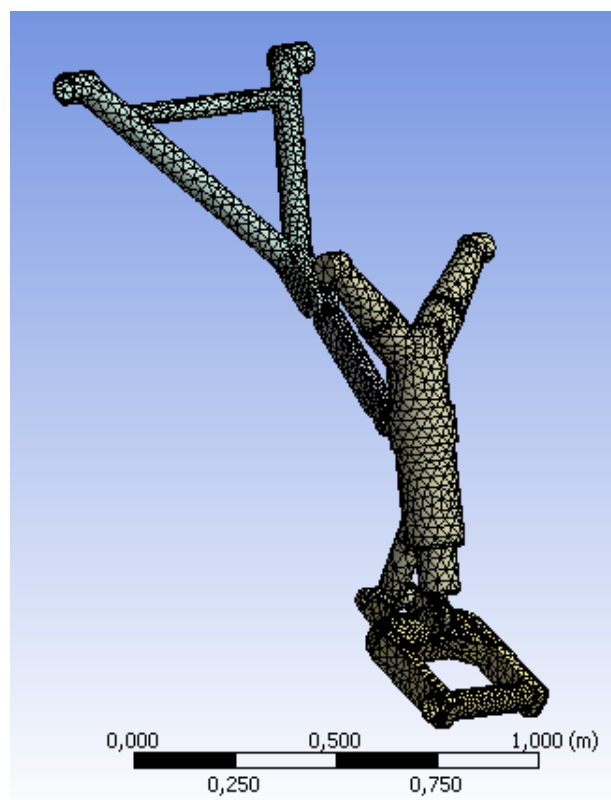


Рис. 6. Разбиение носовой опоры шасси самолета на конечные элементы

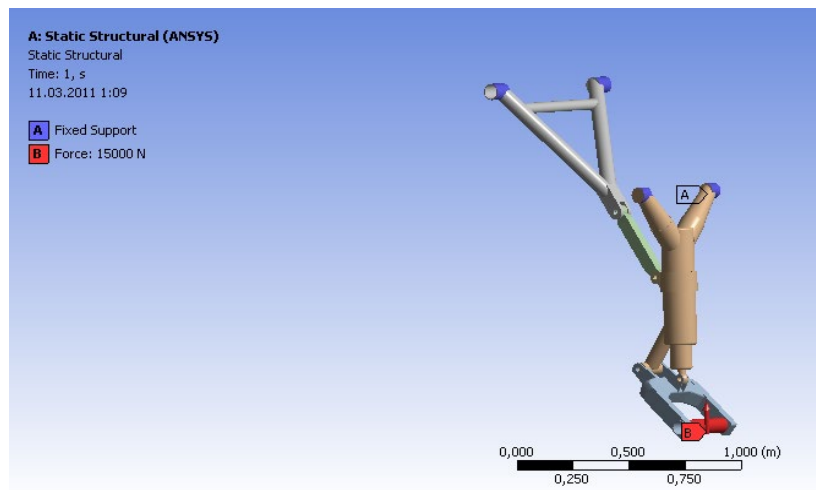


Рис. 7. Схема нагрузки носовой опоры шасси самолета

Результаты расчета наиболее нагруженных участков и участков с максимальными деформациями представлены на рис. 8, 9.

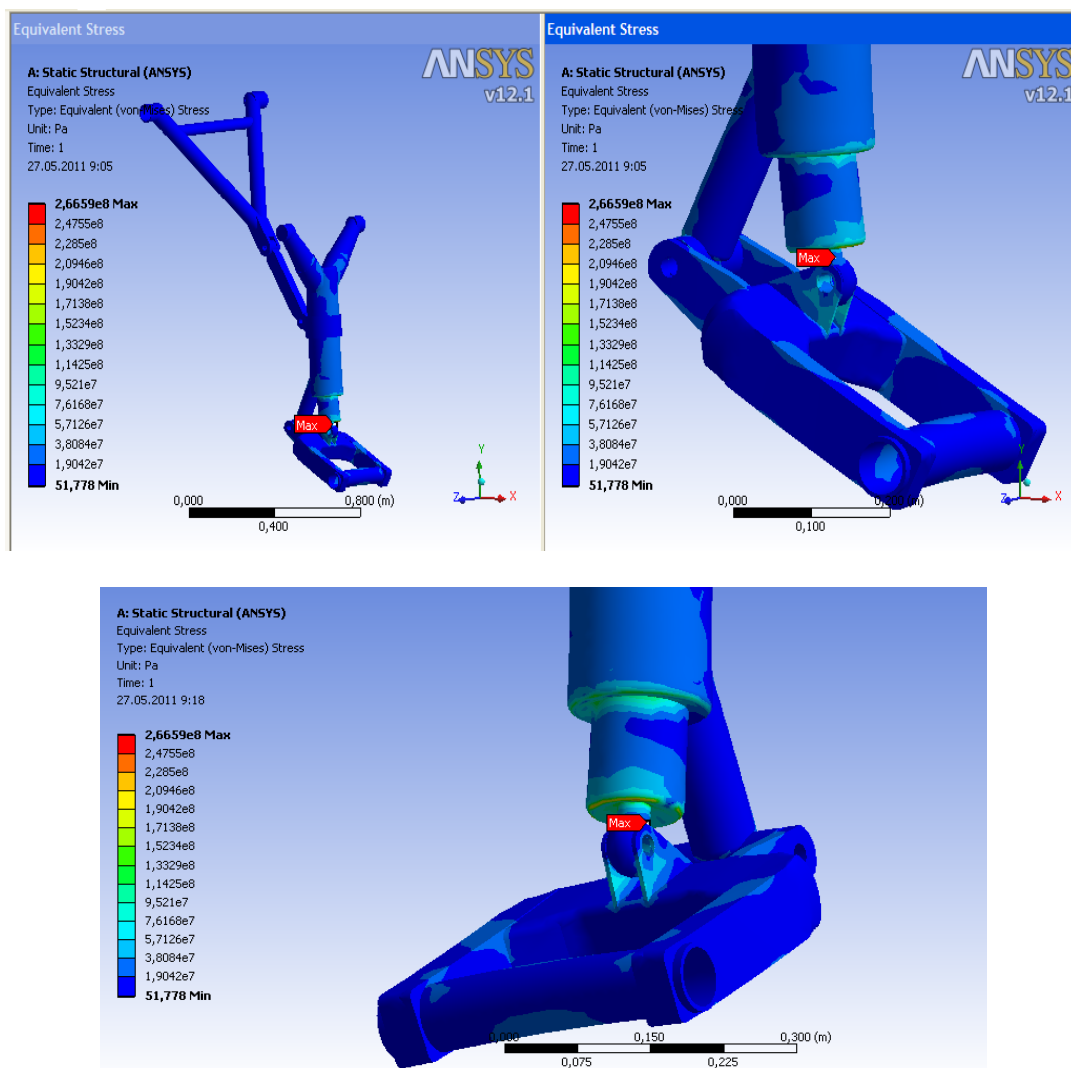


Рис. 8. Распределение напряжений

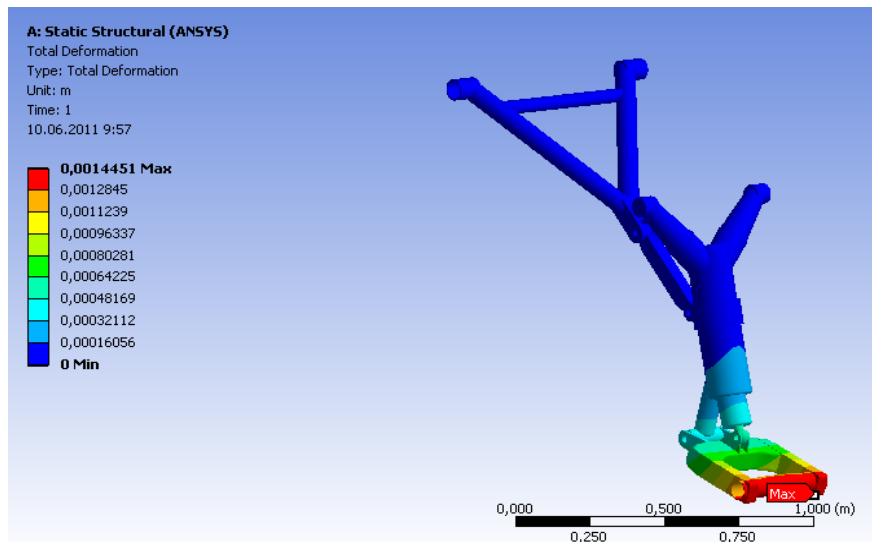


Рис. 9. Распределение деформаций

Установлено, что:

- максимальное напряжение при данном виде нагрузки возникает в месте крепления амортизационной стойки к вилке колеса и равно $\delta_{\max} = 267$ МПа;

- коэффициент запаса по отношению к пределу прочности равен $n_B = 4,1$;

- коэффициент запаса по отношению к пределу текучести равен $n_T = 3,2$.

Заключение. 1. Новая ТК железнодорожного (автомобильного) колеса по твердой дороге В. А. Коронатова [4; 5]:

- «отличие новой теории заключается в том, что сила сопротивления и моменты сопротивления качению и верчению определяются не через контактные напряжения, а через кинематические величины – скорость проскальзывания, угловые скорости качения и верчения. В новой теории впервые удалось учесть динамику процесса в пятне контакта колеса с дорогой»;

- динамика процессов, происходящих в пятне контакта, определяется через кинематические величины, что позволяет учитывать изменение момента трения качения колеса во время движения;

- аналитические зависимости силы сопротивления и момента трения качения получены с помощью иного, более общего и удобного в применении вида аппроксимации Паде;

- по классической теории сила трения и момент качения определяются в соответствии со скачкообразной характеристикой кулонова трения, что является частным случаем новой теории, ее усредненным вариантом;

- эту ТК можно применять в железнодорожном (для жестких колес) и автомобильном (для упругих колес) транспорте, для колес которого введен параметр

$$\alpha = R / \varepsilon, \text{ причем } - \varepsilon_{\text{жел}} \ll \varepsilon_{\text{авт}},$$

где R – радиус колеса, ε – средний радиус пятна контакта колеса с дорогой [4; 5].

Новая ТК – корректная теория, в которой отсутствуют все неточности и некорректности теории [1–3]. Однако применение новой ТК на практике, по мнению самого автора, пока невозможно, потому что: *«мне как автору этой новой ТК очень хотелось бы надеяться, что приведенные здесь аргументы верны, и ТК является правильной. Очевидно, что эта теория нуждается в дополнительной проверке в сравнении с экспериментальными данными»* [4; 5].

2. Новая ТК колеса – поликомпонентная теория сухого трения академиком РАН В. Ф. Журавлева и Д. М. Климова [1–3]. О результатах этой работы приведем высказывания некоторых авторов:

– на основе феноменологического подхода проанализированы выводы этих работ, которые, как оказалось, противоречивы и, как правило, не адекватны практике качения колеса с упругой шиной по твердой поверхности (см. раздел I);

– поликомпонентная теория сухого трения, основанная на теории Контенсу-Эрисмана, вызывает множество вопросов, и предлагать ее взамен других ТК без экспериментального подтверждения нельзя [11];

– «формулы (2)–(4) не вписываются в общепринятые представления о силах сопротивления при качении от угловых скоростей вращения и качения и скорости проскальзывания, что существенно ограничивает возможности применения теории поликомпонентного сухого трения для решения прикладных задач» [5];

– «теорию поликомпонентного сухого трения следует считать сильно формализованной, в ней отсутствует ясность понимания физического смысла некоторых кинематических величин, что приводит к неточностям теории» [5];

– «отличия в (5) от (6) подрывают веру в истинность теории поликомпонентного сухого трения, и их авторам следует привести соответствующие аргументы для восстановления ее доверия, эта теория нуждается в экспериментальной проверке» [5].

ЛИТЕРАТУРА

1. Журавлев, В. Ф. О механизме явления шимми / В. Ф. Журавлев, Д. М. Климов // Доклады академии наук. – 2009. – Т. 428. – № 6. – С. 761–764.
2. Журавлев, В. Ф. Теория явления шимми / В. Ф. Журавлев, Д. М. Климов // Изв. Рос. акад. наук. Механика твердого тела. – 2010. – № 3. – С. 22–29.
3. Журавлев, В. Ф. Новая модель шимми / В. Ф. Журавлев, Д. М. Климов, П. К. Плотников // Изв. Рос. акад. наук. Механика твердого тела. – 2013. – № 5. – С. 13–23.
4. Коронатов, В. А. Новая теория качения на примере описания движения ведущего колеса локомотива (автомобиля) / В. А. Коронатов // Системы. Методы. Технологии. Братский гос. университет. – 2017. – № 4 (36). – С. 78–86.

5. Коронатов, В. А. Обобщение качественно новой теории качения колеса при описании явления шимми / В. А. Коронатов // Системы. Методы. Технологии. Братский гос. университет. – 2018. – № 1 (37). – С. 45–55.

6. Контенсу, П. Связь между трением скольжения и трением верчения и ее учет в теории волчка / П. Контенсу // Проблемы гироскопии. – 1967. – С. 70–77.

7. Бейкер, Дж. (мл.). Аппроксимация Паде / Дж. (мл.) Бейкер, П. Грейс-Моррис. – М. : Мир, 1986. – 502 с.

8. Проектирование шасси самолета с помощью теорий качения колеса с упругой шиной по твердой поверхности / Ю. А. Гурвич, М. Ю. Ганчаров, Ю. Н. Ладыжников [и др.] // Авиационный вестник. – 2025. – № 12. – С. 26–36.

9. Иванов, А. П. Сравнение моделей трения в динамике шара на плоскости / А. П. Иванов // Нелинейная механика. – 2010. – Т. 6. – № 4. – С. 907–912.

10. Кириенков, А. А. Связанные модели трения скольжения и верчения: от теории к эксперименту / А. А. Кириенков, С. В. Семендяев // Аэрокосмические исследования, прикладная механика ТРУДЫ МФТИ. – 2010. – Т. 2. – № 3. – 74–91 с.

11. Борисов, А. В. Ответ В. Ф. Журавлеву / А. В. Борисов // Нелинейная механика. – 2010. – Т. 6. – № 4. – С. 897–901.

Поступила 05.01.2026

УДК 621.833

Калина А. А.¹, Шашко А. Е.¹, Чернецкая А. В.¹,

Шишко С. А.², Гуз П. А.², Корначенко Д. И.², Пока О. А.²

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСЕВОГО ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ СЦЕПНЫХ МУФТ В ПРОЦЕССЕ ПЕРЕДАЧИ НАГРУЗКИ

*1. Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь;*

*2. ОАО «БЕЛАЗ – управляющая компания холдинга «БЕЛАЗ-ХОЛДИНГ»,
Жодино, Беларусь*

В статье изложены результаты исследования осевого самоперемещения прямозубых сцепных муфт переключения передач большегрузных мобильных машин в процессе передачи нагрузки. Показано взаимовлияние геометрических параметров муфты и величины осевого усилия в прямозубом зацеплении. Предложены некоторые конструкторские решения по предотвращению самоперемещения элементов под нагрузкой.

Явление осевого самоперемещения прямозубых муфт переключения передач под нагрузкой исследуется с середины прошлого века. Колебательные осевые перемещения вдоль вала при передаче нагрузки вызывают быстрый износ зубьев, шлицевых соединений и торцовый износ муфты и элементов механизма переключения [1].

Осевое усилие может возникать как в прямозубом зацеплении муфты, так и в шлицевом соединении. В шлицевом соединении величина зазоров может составлять (по диаметру и по боковым поверхностям) около 0,05–0,1 мм.

В зацеплении зубчатых муфт имеются боковые зазоры порядка 0,12–0,4 мм. В исследуемой раздаточной коробке БЕЛАЗ – 0,12–0,236 мм. Даже при точном изготовлении может иметь место перекося из-за: перекося полу-муфт на посадочных поверхностях; перекося под действием нагрузки из-за наличия зазоров (в том числе в подшипниках); деформации валов под нагрузкой; перекося вилки переключения; неточности сборки и др.

Неточность изготовления деталей муфты, например, конусность поверхностей или непараллельность образующих зубьев муфты способствуют увеличению осевых сил F_a .

Косой износ зубьев из-за наличия F_a создает вероятность появления дополнительной осевой силы $F_{a\text{доп}} = F_{t\text{муфты}} \cdot \tan \beta_n$, где β_n – угол износа.

Для исследования работы муфты диапазонов коробки раздаточной 7506-1801002 шарнирно-сочлененного самосвала МоАЗ-7506 при пуске, остановке и на характерных режимах и выявления причин выхода из строя элементов механизма переключения коробки была создана расчетная базовая модель РК с применением ПО MSC ADAMS (см. рис. 1).

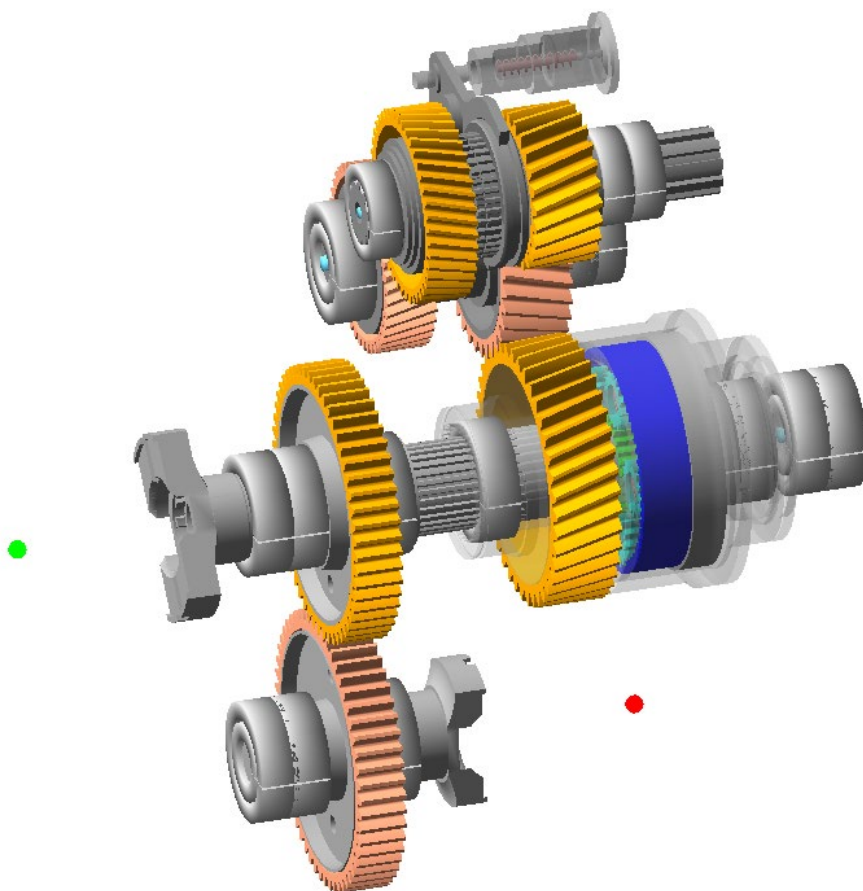


Рис. 1. Базовая расчетная модель РК

Граничные и внутренние усилия в модели можно разделить на 3 типа:

- инерционные нагрузки от массы машины. Линейная сила инерции была заменена на инерцию вращения исходя из приятного веса 68 000 кг и радиуса колеса 0,88 м;
- постоянный момент сопротивления качению. Определялся исходя из приходящегося веса машины одну ось и коэффициента сопротивления качению;
- момент сопротивления подъему на уклоны. В табл. 1 показаны значения приведенных моментов сопротивления подъемов в уклоны.

Таблица 1 – Приведенные моменты сопротивления

Передача	Уклон		Сила, Н	Момент, Н·м	
	%	градус		1	$\Sigma 2,3$
1	14	7,97	94 285	27 908	55 816
2	5	2,86	33 929	10 042	20 085
3	3	1,72	20 410	6 041	12 082
З.Х.	16	9,09	107 430	31 799	63 598

Виртуальные испытания показали, что при работе на всех режимах в зубчатой муфте возникают осевые усилия F_a , которые приводят к ее самопроизвольному перемещению. При имитации движения вперед средние значения F_a изменяются в диапазоне от 250 до 500 Н. При переключении передач наблюдается резкое увеличение значений до 1 700 Н.

На рис. 2 показана график изменения осевого усилия на муфте.

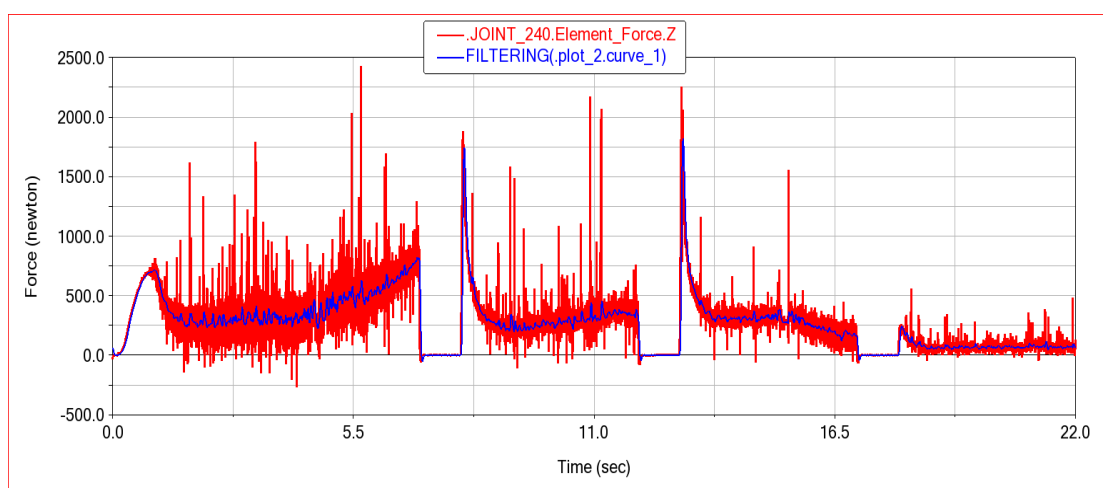


Рис. 2. Результаты расчета с базовой расчетной моделью и имитацией движения вперед – осевое усилие на муфте

При имитации в модели движения задним ходом осевые усилия имеют средние значения 50–70 Н (см. рис. 3).

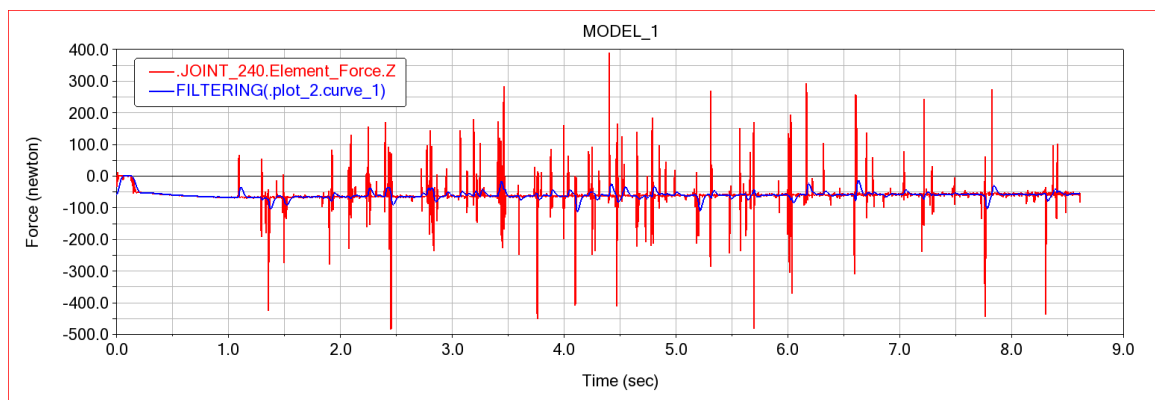


Рис. 3. Результаты расчета с базовой расчетной моделью и имитацией заднего хода – осевое усилие на муфте

Для установления влияния геометрических параметров зубчатой муфты на величину возникающего осевого усилия, в модель, разработанную в ANSYS (см. рис. 4), вносились следующие изменения: уменьшалась толщина обода подвижной полумуфты; увеличивалась длина зуба полумуфты зубчатого колеса прямого диапазона; уменьшалась величина бокового зазора в зацеплении муфты, имитировался перекос осей полумуфт, выполнялись комбинированные изменения.

B: base
Static Structural
Time: 1. s

- A** Remote Displacement
- B** Remote Displacement 3
- C** Fixed Support
- D** Joint - Moment: 4.e+006 N-mm

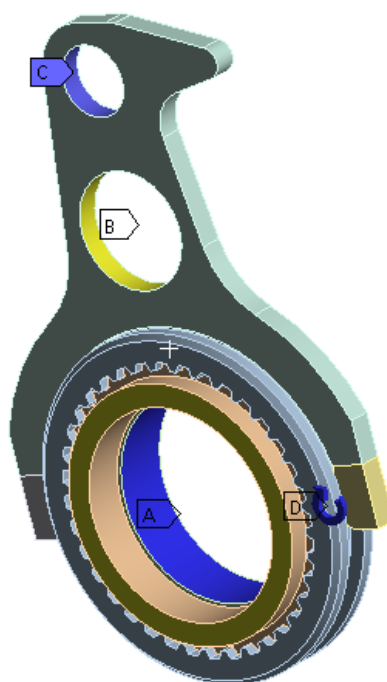


Рис. 4. Упрощенная расчетная модель муфты с вилкой механизма переключения

Расчеты показали, что при уменьшении толщины δ обода подвижной полумуфты по радиусу (со значения $\delta=1,5m$ до значения $\delta=m$, где m – модуль зацепления), осевое усилие снизилось в 8...10 раз по сравнению с базовым вариантом при одинаковых условиях нагружения. При уменьшении δ до $0,5m$ Fa практически отсутствует, но в этом случае нельзя гарантировать прочности детали, следует выполнять специальный расчет.

По рекомендациям [2] ширина венца b_m полумуфт выбирается из отношения $b_m / d_m = 0,03...0,2$, где d_m – делительный диаметр муфты. При больших значениях b_m рекомендуется изготавливать муфты с бочкообразным зубом. Для эксперимента у полумуфты шестерни выбрали значение отношения $b_m / d_m \approx 0,12$ (увеличили b_m в 1,55 раза). Осевые усилия при этом выросли в 2 раза по сравнению с базовым вариантом! Однако, если при увеличении длины зуба уменьшить толщину обода подвижной полумуфты, то осевое усилие снижается!

Уменьшение бокового зазора в зацеплении в 2 раза дает снижение Fa в 1,4...1,5 раза.

Самый значительный рост осевых усилий происходит из-за перекоса осей полумуфт – в 2,5...2,7 раза (без учета косога износа, который может способствовать большему росту сил).

Так как не всегда имеется возможность преобразовать геометрические параметры муфты из-за необходимости соблюдать прочностные свойства изделия, было предложено внести несколько конструктивных изменений в рассматриваемое устройство.

Для исключения осевого перемещения муфты внесены следующие корректировки конструкции раздаточной коробки:

- доработана зубчатая полумуфта: добавлены фланцы с обеих сторон подвижной полумуфты, ограничивающие ее осевое перемещение, увеличен зазор между внутренней поверхностью полумуфты и вилок переключения диапазонов (рис. 5 и 6);

- изменен механизм фиксации вилки. Добавлен усиленный фиксатор (рис. 7).

Расчеты доработанной конструкции показали:

- в процессе работы раздаточной коробки всплески незначительных осевых усилий наблюдаются при торможении (переключение с 4-й на 3-ю передачу и со 2-й на 1-ю), но зазор между боковой поверхностью полумуфты и вилок не выбирается, то есть нет длительного взаимодействия между полумуфтой и вилок;

- фланцы на теле полумуфты предотвращают ее самопроизвольное движение в осевом направлении;

- вышеуказанные изменения значительно улучшают условия функционирования муфты переключения передач раздаточной коробки, что доказано и стендовыми испытаниями.

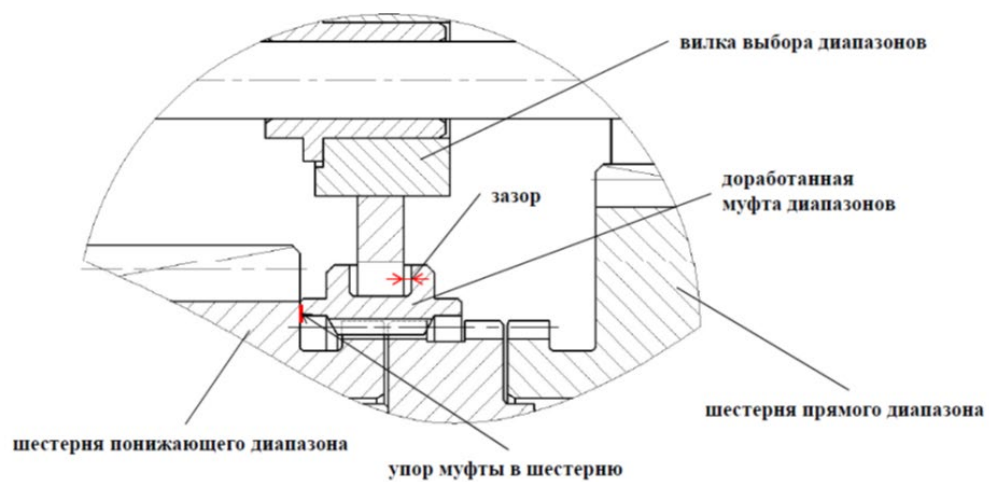


Рис. 5. Доработанная конструкция муфты

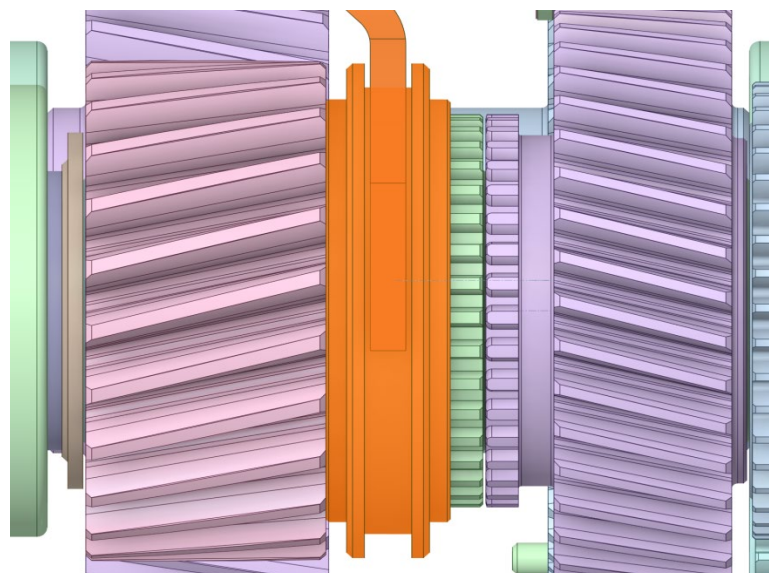


Рис. 6. Измененная модель

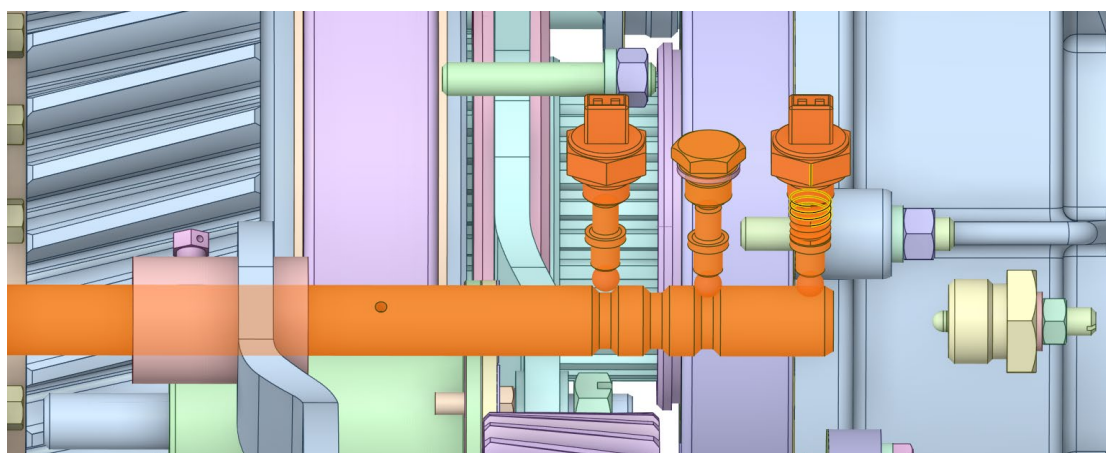


Рис. 7. Доработанный механизм фиксации

Кроме того, необходимо обратить особое внимание на точность изготовления и монтажа элементов раздаточной коробки, так как любые перекосы вызывают осевое перемещение деталей. Повышение точности изготовления позволит минимизировать зазоры в зацеплении и уменьшить вероятность возникновения осевых усилий.

Толщина обода подвижной полумуфты δ не должна превышать величины модуля m зацепления (при условии обеспечения необходимой прочности).

Если длина зуба полумуфт шестерен не удовлетворяет условию $b_m / d_m = -0,03 \dots 0,2$, где d_m – делительный диаметр муфты, то есть отношение имеет большее значение, рекомендуется изготавливать муфту с бочкообразным зубом. Для предотвращения самопроизвольного перемещения подвижной полумуфты может применяться несимметричная продольная модификация зуба.

ЛИТЕРАТУРА

1. Белов, С. М. Исследование явления самовыключения прямозубых шестерен и зубчатых муфт тракторных коробок передач : дисс. ... канд. техн. наук. / Белов Сергей Михайлович. – Мн., 1963. –185 с.

2. Курсовое проектирование деталей машин : Справочн. пособие: в 2 ч. / А. В. Кузьмин, Н. Н. Макейчик, В. Ф. Калачев [и др.]. – Мн. : Высш.шк., 1982.– 2 ч.

Поступила 19.02.2026

УДК 621.83.06

Куцеполенко А. В.^{1,2}

ДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ КРИВОШИПНО-КОРОМЫСЛОВОГО МЕХАНИЗМА ДВУХСТОРОННЕГО ЦЕНТРОБЕЖНОГО ОГРАНИЧИТЕЛЯ СКОРОСТИ

1. ОАО «Могилевлифтмаш»;

*2. МОУВО «Белорусско-Российский университет»,
Могилев, Беларусь*

Выполнен динамический анализ двухстороннего центробежного ограничителя скорости лифта, с горизонтальной осью вращения устройства, контролирующего превышение скорости и встречным расположением его выходных звеньев в неподвижной системе координат корпуса ограничителя. Проведено сравнение значений кинетической энергии шкива с исследуемым механизмом в неподвижной системе координат корпуса ограничителя, полученных аналитическим путем и полученных в системе MSC.ADAMS. Получено уравнение Лагранжа 2-го рода по второй обобщен-

ной координате (угол поворота шкива относительно корпуса ограничителя). Получено уравнение и построены графики сложного колебательного движения шкива с закрепленным на нем исследуемым механизмом в системе координат неподвижного корпуса, описывающее работу ограничителя скорости в его рабочем режиме (при перемещении кабины лифта с номинальной скоростью).

Введение. Анализ структурной схемы [1, с. 49; 2, с. 62] разработанного в научно-техническом центре ОАО «Могилевлифтмаш» двухстороннего центробежного ограничителя скорости [3; 4, с. 465–466] с встречным расположением его выходных звеньев показал, что кривошипно-коромысловый механизм его устройства контроля превышения скорости, имеет две степени свободы. Поэтому положение выходных звеньев определяется двумя обобщенными координатами: φ_1 – углом поворота входного звена относительно оси шкива; ψ_1 – углом поворота шкива относительно корпуса. Для математического описания ограничителя, а именно его устройства контроля превышения скорости, необходимо два уравнения Лагранжа II-го рода. Ранее [5, с. 54–57] была определена зависимость кинетической энергии исследуемого механизма от первой обобщенной координаты φ_1 .

Основная часть. Рассмотрим перемещение исследуемого механизма в системе отсчета корпуса ограничителя скорости (см. рис. 1) и определим зависимость кинетической энергии механизма K по второй обобщенной координате – ψ_1 .

$$K = K_1 + K_{21} + K_{22} + K_{31} + K_{32} + K_{\text{шк}}, \quad (1)$$

где K_1 , K_{21} , K_{22} , K_{31} и $K_{\text{шк}}$ – кинетические энергии входного звена, левого и правого шатунов, левого и правого коромысел и шкива, соответственно.

Зададимся начальным положением исследуемого механизма (звенья 1, 2 и 3) в котором его выходные звенья (коромысла) расположены вертикально (см. рис. 1).

Конструктивные параметры исследуемого механизма (см. рис. 1):

– длина входного звена (кривошипа): $A_1A_1L = 2 \cdot l_1 = 70$ мм; длина шатуна: $A_1B_1 = A_{1L}B_1 = l_2 = 40$ мм; расстояние от точки соединения выходного звена с шатуном до шарнира выходного звена: $O_1B_1 = O_1LB_{1L} = l_3 = 30$ мм; положение крайней точки E_1 (E_{1L}) коромысла: $K_1E_1 = K_1LE_{1L} = 31$ мм, $O_1K_1 = O_{1L}K_{1L} = 65$ мм;

– расположение шарнира кривошипа $O(x_1, y_1)$: $y_0 = 0$, $x_0 = 0$. Расположение шарниров коромысел $O_1(x_{01}, y_{01})$ и $O_1L(-x_{01}, -y_{01})$ в начальном положении механизма относительно неподвижной системы отсчета (корпуса ограничителя): $|y_{01}| = |-y_{01}| = 30$ мм, $|x_{01}| = |-x_{01}| = 60$ мм;

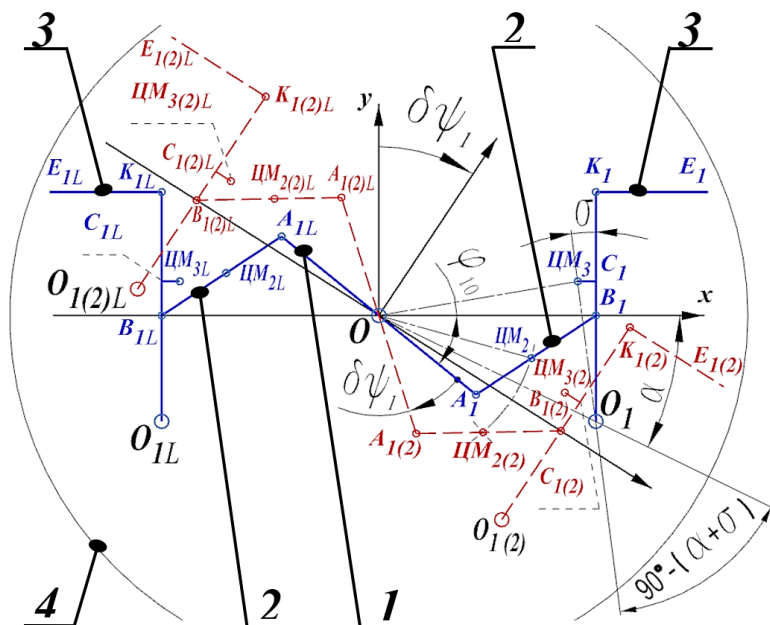


Рис. 1. Поворот зафиксированного механизма контроля превышения скорости вместе со шкивом относительно корпуса ограничителя:

1 – входное звено (кривошип); 2 – промежуточные звенья (шатуны);
3 – выходные звенья (коромысла); 4 – шкив

– координаты центров масс шатунов и коромысел:

$$\begin{aligned} ЦМ_2B_1 = ЦМ_{2(2)}B_{1(2)} = ЦМ_{2L}B_{1L} = ЦМ_{2(2)L}B_{1(2)L} = 22 \text{ мм}; ЦМ_3C_1 = \\ = ЦМ_{3(2)}C_{1(2)} = ЦМ_{3L}C_{1L} = ЦМ_{3(2)L}C_{1(2)L} = \\ = 0,650 \text{ мм}; C_1O_1 = C_{1(2)}O_{1(2)} = C_{1L}O_{1L} = \\ = C_{1(2)L}O_{1(2)L} = 33,335 \text{ мм}, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \angle ЦМ_3O_1C_1 = \angle ЦМ_{3L}O_{1L}C_{1L} = 1,054^\circ; \\ ЦМ_3O_1 = ЦМ_{3(2)}O_1 = ЦМ_{3L}O_{1L} = ЦМ_{3(2)L}O_{1(2)L} = 33,341 \text{ мм}; \end{aligned}$$

диаметр поверхности шкива, контактирующей с канатом – $D_{шк} = 180 \text{ мм}$.

Угол начального положения кривошипа:

$$\varphi_{10} = \arccos\left(\left(l_1^2 + x_{O1}^2 - l_2^2\right) / \left(2 \cdot l_1 \cdot x_{O1}\right)\right), \quad (2)$$

где x_{O1} – расстояние между шарнирами входного и выходного звеньев (проекция на ось OX).

Определим положение центра O_1 относительно центра O :

$$\alpha = \arctg(y_{O1} / x_{O1}) \quad (3)$$

Кинетическая энергия кривошипа K_1 :

$$K_1 = J_1 \cdot \omega_1^2 / 2 = J_1 \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2, \quad (4)$$

где ω_1, J_1 – угловая скорость и момент инерции кривошипа.

Входное звено установлено концентрично шкиву, поэтому момент его инерции одинаков в обеих системах отсчета – в неподвижной (относительно корпуса) и в подвижной (относительно шкива). В рассматриваемой системе координат все звенья исследуемого механизма вращаются относительно оси шкива. Поэтому скорость вращения каждого из них определяется производной от второй обобщенной координаты ψ_1 . Кинетические энергии правого и левого шатунов (теорема Гюйгенса-Штейнера):

$$\begin{aligned} K_{21} &= \left(J_{21ЦМ} + m_{21} \cdot (ЦМ_{2O})^2 \right) \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2, K_{22} = \\ &= \left(J_{22ЦМ} + m_{22} \cdot (ЦМ_{2LO})^2 \right) \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2 \end{aligned} \quad (5)$$

где $m_{21}, m_{22}, J_{21ЦМ}, J_{22ЦМ}$ – массы и моменты инерций правого и левого шатунов относительно их центров масс, соответственно; $ЦМ_{2O} = ЦМ_{2(2)O}$, $ЦМ_{2LO} = ЦМ_{2(2)L O}$ – расстояния от центра масс до оси его вращения для правого и левого шатунов, соответственно.

В исследуемом механизме правый и левый шатуны, а также правое и левое выходные звенья обладают одинаковыми массо-геометрическими параметрами. В неактивном положении исследуемого механизма, расстояния от оси вращения шкива до центров масс шатунов, а также расстояния от оси вращения шкива до центров масс выходных звеньев равны. Соответственно кинетические энергии шатунов, а также кинетические энергии коромысел равны между собой $K_{21} = K_{22}, K_{31} = K_{32}$. Введем обозначение $\lambda_{12} = l_1 / l_2$. Анализируя $\triangle O A_1 B_1$:

$$\sin \xi = \lambda_{12} \cdot \sin \varphi_{10}, \quad (6)$$

$$(ЦМ_{2O})^2 = x_{01}^2 + (ЦМ_{2B_1})^2 - 2 \cdot x_{01} \cdot ЦМ_{2B_1} \cdot \cos \xi, \quad (7)$$

$$\cos \xi = \sqrt{1 - \sin^2 \xi} = \sqrt{1 - \lambda_{12}^2 \cdot \sin^2 \varphi_{10}}, \quad (8)$$

$$\begin{aligned} K_{22} = K_{21} &= \left(J_{21ЦМ} + m_{21} \cdot \left(x_{01}^2 + (ЦМ_{2B_1})^2 - \right. \right. \\ &\left. \left. - 2 \cdot x_{01} \cdot ЦМ_{2B_1} \cdot \sqrt{1 - \lambda_{12}^2 \cdot \sin^2 \varphi_{10}} \right) \right) \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2, \end{aligned} \quad (9)$$

Представим выражение (9) в виде степенного ряда [7, с. 68–69]:

$$K_{22} = K_{21} = \left(J_{21\text{ЦМ}} + m_{21} \cdot \left(x_{01}^2 + (\text{ЦМ}_2 B_1)^2 - \right. \right. \\ \left. \left. - x_{01} \cdot \text{ЦМ}_2 B_1 \cdot \left(2 - \lambda_{12}^2 \cdot \sin^2 \varphi_{10} \right) \right) \right) \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2, \quad (10)$$

Аналогично определим кинетическую энергию коромысел:

$$K_{31} = K_{32} = \left(J_{31\text{ЦМ}} + m_{31} \cdot (\text{ЦМ}_3 O)^2 \right) \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2 = \\ = \left(J_{32\text{ЦМ}} + m_{32} \cdot (\text{ЦМ}_3 L O)^2 \right) \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2, \quad (11)$$

где $m_{31}, m_{32}, J_{31\text{ЦМ}}, J_{32\text{ЦМ}}$ – массы и моменты инерций правого и левого коромысел относительно их центров масс, соответственно; $\text{ЦМ}_3 O = \text{ЦМ}_{3(2)} O$, $\text{ЦМ}_3 L O = \text{ЦМ}_{3(2)L} O$ – расстояния от центров масс правого и левого коромысел до их осей вращения.

Для $\triangle O\text{ЦМ}_3 O_1$:

$$(\text{ЦМ}_3 O)^2 = (x_{01}^2 + y_{01}^2) + (\text{ЦМ}_3 O_1)^2 - \\ - 2 \cdot OO_1 \cdot \text{ЦМ}_3 O_1 \cdot \cos \angle OO_1 \text{ЦМ}_3; \quad (12)$$

$$\angle OO_1 \text{ЦМ}_3 = \pi / 2 - (\alpha + \angle \text{ЦМ}_3 O_1 C_1), \quad (13)$$

Кинетическая энергия шкива $K_{\text{шк}}$:

$$K_{\text{шк}} = J_{\text{шк}} \cdot \omega_{\text{шк}}^2 / 2 = J_{\text{шк}} \cdot \dot{\psi}_1^2 / 2, \quad (14)$$

где $J_{\text{шк}}$ – момент инерции шкива относительно его оси вращения O .

Массо-геометрические параметры одноименных звеньев механизма и их кинетические энергии равны, что упрощает выражение (1).

$$K = \left((J_1 + J_{\text{шк}}) / 2 + J_{21\text{ЦМ}} + J_{31\text{ЦМ}} + m_{31} \cdot (\text{ЦМ}_3 O)^2 + \right. \\ \left. + m_{21} \cdot \left(x_{01}^2 + (\text{ЦМ}_2 B_1)^2 - 2 \cdot x_{01} \cdot \text{ЦМ}_2 B_1 \cdot \sqrt{1 - \lambda_{12}^2 \cdot \sin^2 \varphi_{10}} \right) \right) \cdot \dot{\psi}_1^2 = J_{np2} \cdot \dot{\psi}_1^2. \quad (15)$$

где J_{np2} – приведенный момент инерции исследуемого механизма относительно второй обобщенной координаты ψ_1 .

Рассчитаем значение кинетической энергии исследуемого механизма и сравним со значениями кинетических энергий его звеньев, полученных в MSC.ADAMS (см. рис. 2). Зададимся перемещением лифта с номинальной скоростью 1 м/с. Тогда, исходя из требований государственного стандарта [6, с. 55], ограничитель должен сработать при скорости движения лифта в диапазоне (1,15 м/с; 1,5 м/с). Примем, что при скорости движения лифта 1,1 м/с – ограничитель скорости начнет срабатывать, а при скорости 1,2 м/с – процесс срабатывания окончится. Конечным будет положение механизма, когда шкив повернется на угол ψ_1 , соответствующий перемещению лифта за время от начала превышения допустимой скорости и до момента срабатывания ограничителя:

$$\psi_1 = 2 \cdot V_{\text{сраб}} \cdot t / D_{\text{шк}}, \quad (16)$$

где $V_{\text{сраб}} = 1,2$ м/с – скорость лифта, при которой ограничитель сработает; $D_{\text{шк}} = 180$ мм – диаметр расположения поверхности шкива контактирующей с канатом.

$$V_{\text{сраб}} = V_{\text{нач}} + g \cdot t, \quad (17)$$

где $V_{\text{нач}} = 1,1$ м/с – скорость лифта, при которой кривошип исследуемого механизма начинает поворачиваться.

$$t = (V_{\text{сраб}} - V_{\text{нач}}) / g = (1,2 - 1,1) / 10 = 0,01 \text{ (с)}, \quad (18)$$

$$\varepsilon = 2 \cdot g / D_{\text{шк}} \approx 2 \cdot 10 / 0,180 = 111,111 \text{ (рад/с}^2\text{)}, \quad (19)$$

$$\omega_{\text{сраб}} = \omega_{\text{нач}} + \varepsilon \cdot t = 2 \cdot (v_{\text{нач}} + g \cdot t) / D_{\text{шк}} \approx 13,3 \text{ (рад/с)}. \quad (20)$$

$$\psi_{1\text{ср}} = \omega_{\text{сраб}} \cdot t = 13,3 \cdot 0,01 \cdot 180^\circ / \pi \approx 7,639^\circ \quad (21)$$

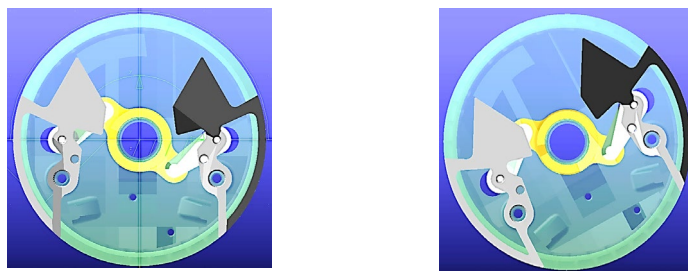


Рис. 2. Поворот исследуемого механизма относительно корпуса в MSC.ADAMS

Значения массо-геометрических параметров звеньев механизма можно взять из 3D CAD системы, в которой они были смоделированы:

$$J_1 = 31,29 \text{ кг мм}^2; J_{21ЦМ} = J_{22ЦМ} = 7,76 \text{ кг мм}^2;$$

$$J_{31ЦМ} = J_{32ЦМ} = 361,16 \text{ кг мм}^2; J_{шк} = 12\,427,59 \text{ кг мм}^2;$$

$$J_{np2} = 3483,95 \text{ кг мм}^2; m_{21} = 26,1 \cdot 10^{-3} \text{ кг}; m_{31} = 289,4 \cdot 10^{-3} \text{ кг}.$$

Различие расчетных результатов (4–16) и полученных в MSC.ADAMS представлены в табл. 1 (см. рис. 3).

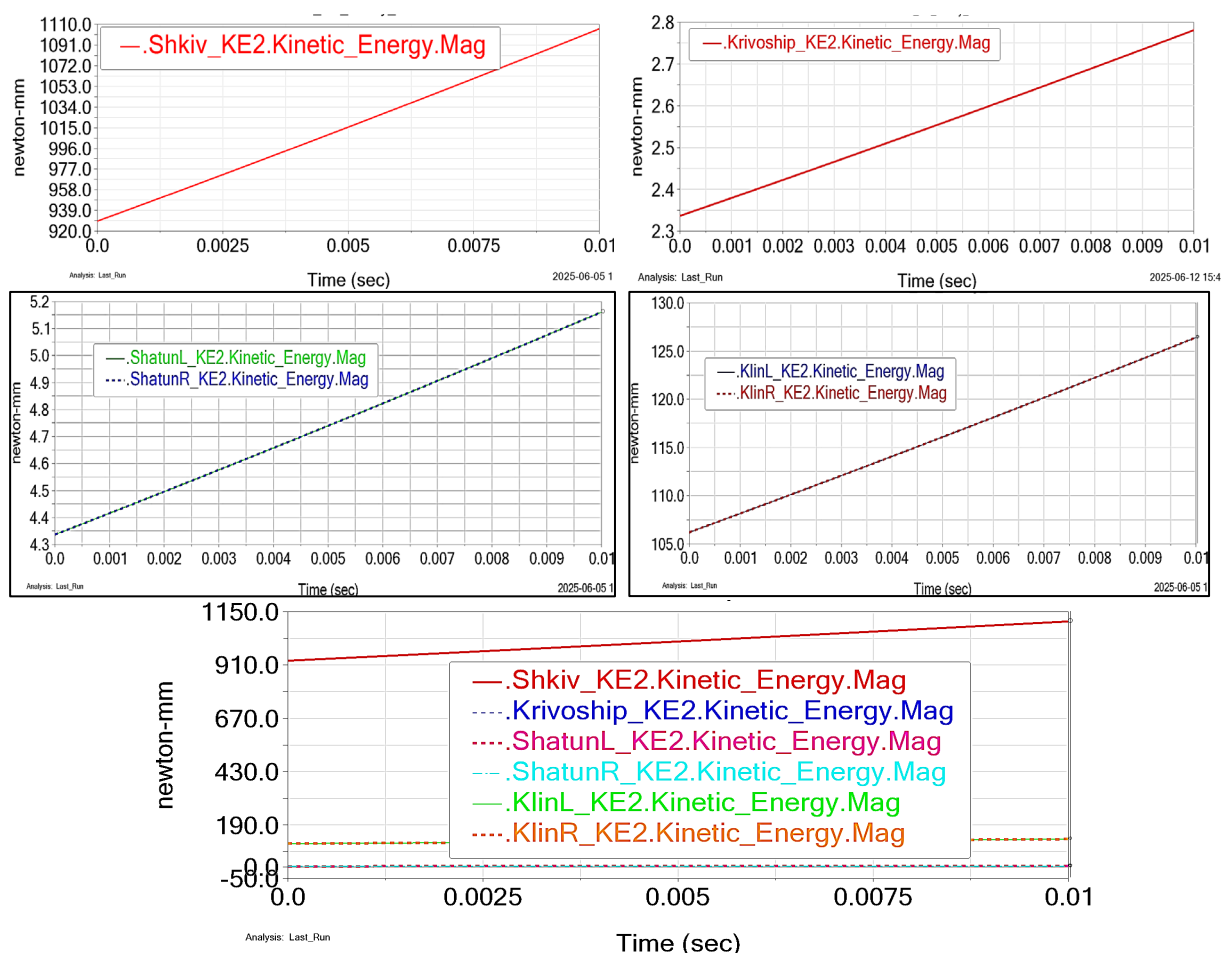


Рис. 3. Кинетическая энергия при повороте исследуемого механизма в MSC.ADAMS в системе отсчета, связанной с корпусом ограничителя скорости

Производные кинетической энергии К (формула 15) по методике [7, с. 487–491]:

$$\frac{\delta K}{\delta \psi_1} = \frac{\delta(J_{np2} \cdot \dot{\psi}_1^2)}{\delta \psi_1} = 0, \quad \frac{\delta K}{\delta \dot{\psi}_1} = \frac{\delta(J_{np2} \cdot \dot{\psi}_1^2)}{\delta \dot{\psi}_1} = 2 \cdot J_{np2} \cdot \dot{\psi}_1, \quad (22)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\delta K}{\delta \dot{\psi}_1} \right) = \frac{d(2 \cdot J_{np2} \cdot \dot{\psi}_1)}{dt} = 2 \cdot J_{np2} \cdot \ddot{\psi}_1, \quad (23)$$

Сообщим исследуемой системе элементарное приращение перемещения $\delta \psi_1$ и составим выражения элементарных работ, действующих на систему сил (см. рис. 4).

Таблица 1 – Кинетическая энергия К исследуемого механизма по второй обобщенной координате ψ_1

Кинетическая энергия К исследуемого механизма в системе координат корпуса, Н·мм			
Звено	ADAMS	По известной методике [7, с. 487–491]	
	Значение	Значение	Расхождение с ADAMS, %
Шкив ограничителя скорости	1 105,8	1 105	0,07
Входное звено (кривошип)	2,78	2,78	0
Шатун левый (правый)	5,16	5,17	0,2
Коромысло левое (правое)	126,41	123,25	2,5
Исследуемый механизм	1 371,72	1 364,62	0,52

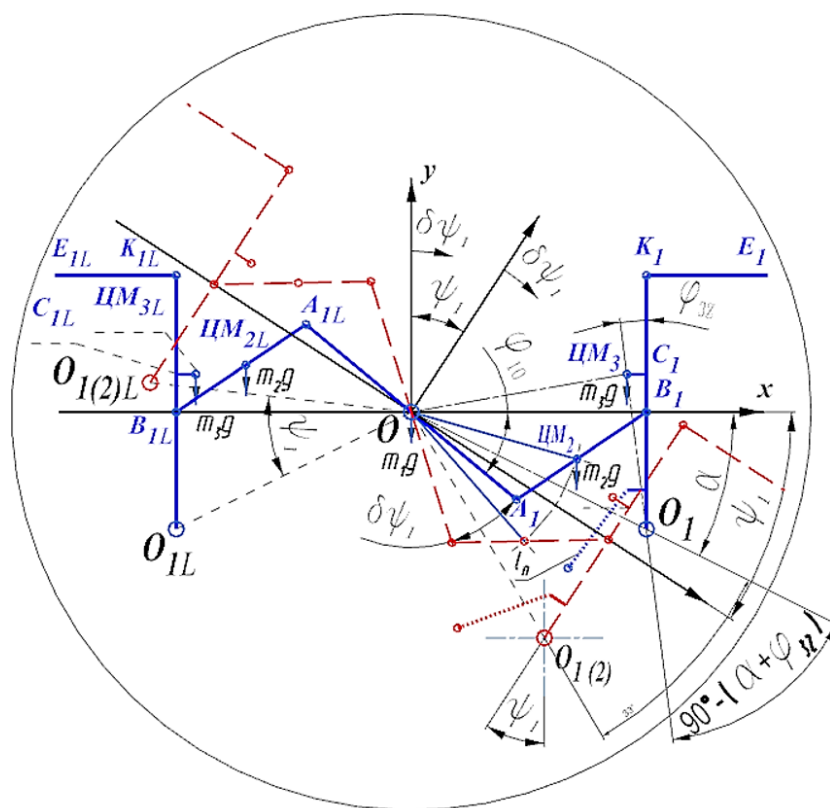


Рис. 4. Обобщенные силы, действующие на исследуемый механизм относительно второй обобщенной координаты ψ_1

Обобщенные силы – коэффициенты при соответствующих приращениях в выражениях виртуальных работ [7, с. 454–455]. Активные силы, действующие на систему – сила тяжести (приложена в центре масс для каждого из звеньев и направлена вниз вдоль оси y), а также сила упругости пружины.

$$Q_{\psi_1} = Q_1(\psi_1) + Q_{21}(\psi_1) + Q_{22}(\psi_1) + Q_{31}(\psi_1) + Q_{32}(\psi_1) + Q_{\Pi}(\psi_1), \quad (24)$$

где $Q_1(\psi_1)$ – обобщенная сила, действующая на центр масс входного звена; $Q_{21}(\psi_1), Q_{22}(\psi_1)$ – обобщенные силы, действующие на центры масс правого (левого) шатуна, соответственно; $Q_{31}(\psi_1), Q_{32}(\psi_1)$ – обобщенные силы, действующие на центры масс правого (левого) выходных звеньев; $Q_{\Pi}(\psi_1)$ – обобщенная сила пружины, действующая на выходное звено.

Сила упругости пружины работу не совершает, а массой пружины пока будем пренебрегать. Центр масс входного звена совпадает с его осью вращения, поэтому сила тяжести не совершает работу при повороте кривошипа. Ранее было указано, что конструктивно было заложено одинаковое расположение выходных звеньев при нерабочем положении исследуемого меха-

низма. Так как каждый из шатунов связывает одно из выходных звеньев с общим входным звеном, то в нерабочем положении механизма расположение шатунов относительно оси вращения шкива – симметрично. Поэтому относительно второй обобщенной координаты работа веса правого шатуна A_1B_1 равна по модулю и противоположна по знаку работе веса левого шатуна:

$$\begin{aligned} \delta A(m_{21}g) &= |\delta A_L(m_{22}g)| = \\ &= |l_1 \cdot \cos(\varphi_{10} + \psi_{10}) + (l_2 - CM_2B_1) \cdot \cos(\xi - \psi_{10})| \cdot m_{21}g \cdot \delta\psi_1, \end{aligned} \quad (25)$$

Работа веса правого выходного звена равна по модулю и противоположна по знаку работе веса левого выходного звена, а сумма работ весов всех звеньев механизма, соответствующих обобщенному возможному перемещению $\delta\psi_1$, равна нулю. Однако лифт может начать разгоняться в любой момент времени, поэтому исследуемый механизм может начать функционировать при любом начальном положении шкива $\psi_{10} \in (0^\circ; 360^\circ)$. В материалах конференции [8, с. 132] было выявлена зависимость действующей на исследуемый механизм относительно корпуса ограничителя обобщенной силы от угла начального положения шкива ψ_{10} . Это хорошо согласуется с результатами, полученными ранее [9, с. 171–176], при анализе неуравновешенности рабочих органов центробежного ограничителя исследуемой конструкции.

Кроме того, на шкив, с расположенным на нем механизмом, действует приводной момент M , создаваемый перемещающейся кабиной лифта (см. рис. 5).

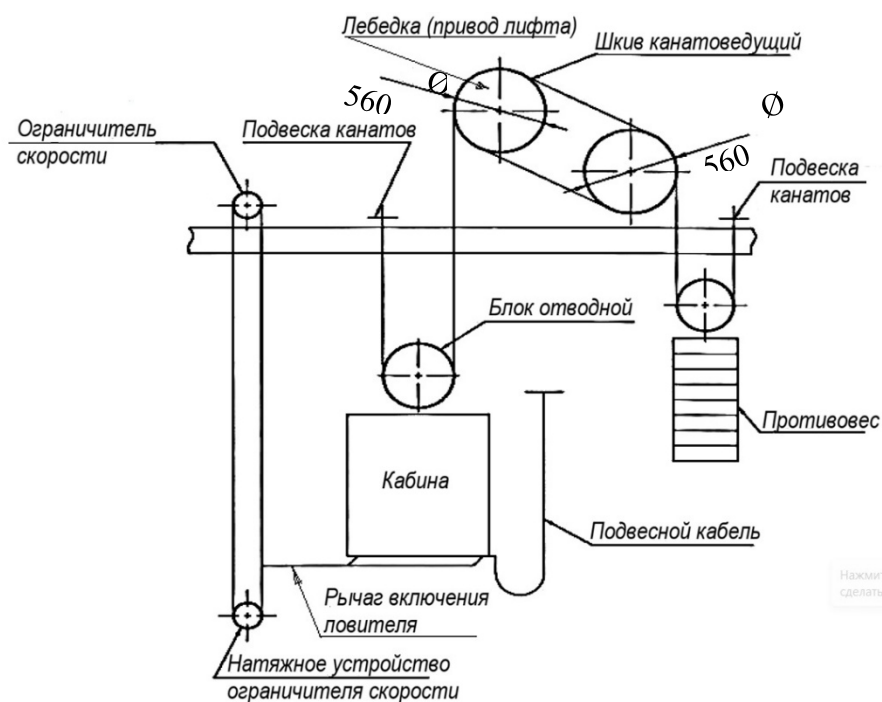


Рис. 5. Кинематическая схема лифта

Для приведения шкива во вращение, достаточно, чтобы приводной момент M был больше момента сопротивления, возникающего от сил трения в подшипниках шкива. С другой стороны, при сработавшем ограничителе и заблокированном шкиве, сила, с которой перемещающаяся кабина растягивает канат ограничителя, должна превышать двукратное усилие включения ловителей [6, с. 55]. Минимальное значение усилия, при котором канат должен проскальзывать по заблокированному шкиву – 820 Н (согласно программы и методики испытаний ограничителя). Минимальное значение приводного момента шкива $M_{\text{прив}}$, обеспечивающее включение ловителей:

$$M_{\text{прив}} = 820 \cdot D_{\text{шк}} / 2, \quad (26)$$

Для вращения шкива с установленным на нем исследуемым механизмом, этот момент избыточный. Определим момент $M_{\text{прив}}$, который должна создать перемещающаяся кабина для приведения ограничителя в действие. Определим изменение кинетической энергии (15) при наборе кабиной скорости $V_{\text{сраб}}$ (17), при которой ограничитель сработает.

$$\Delta K = \Delta K_1 + \Delta K_2, \quad (27)$$

$$\Delta K_1 = J_{\text{пр2}} \cdot (\omega_{\text{нач}}^2 - 0^2) / 2 = M_{1\text{прив}} \cdot 2\pi \cdot n, \quad (28)$$

$$\Delta K_2 = J_{\text{пр2}} \cdot (\omega_{\text{сраб}}^2 - \omega_{\text{нач}}^2) / 2 = M_{2\text{прив}} \cdot \psi_{1\text{ср}}, \quad (29)$$

$$M_{1\text{прив}} = J_{\text{пр2}} \cdot \omega_{\text{нач}}^2 / 4\pi \cdot n, \quad (30)$$

$$M_{2\text{прив}} = J_{\text{пр2}} \cdot (\omega_{\text{сраб}}^2 - \omega_{\text{нач}}^2) / \psi_{1\text{ср}},$$

$$M_{\text{прив}} = M_{1\text{прив}} + M_{2\text{прив}}, \quad (31)$$

где n – количество оборотов шкива, за которое лифт разгонится до номинальной скорости; ΔK_1 – изменение кинетической энергии при разгоне кабины с нулевой скорости до ее номинальной скорости $V_{\text{нач}}$; ΔK_2 – изменение кинетической энергии при разгоне кабины с номинальной скорости до скорости, при которой произойдет срабатывание ограничителя $V_{\text{сраб}}$; $M_{1\text{прив}}$ – момент, создаваемый кабиной на шкиве, при ее разгоне с нулевой

скорости до номинальной скорости $V_{\text{нач}}$; $M_{2\text{прив}}$ – момент, создаваемый кабиной на шкиве, при ее разгоне с номинальной скорости до скорости, при которой произойдет срабатывание ограничителя $V_{\text{сраб}}$.

Расчетное значение приводного момента, создаваемого движущейся кабиной на шкиве ограничителя при его срабатывании: $M_{\text{прив}} = 0,825 \text{ Нм}$.

Обобщенную силу, действующую на механизм (см. рис. 4), при неподвижном его входном звене можно представить в виде:

$$Q_{\psi_1} = M_{\text{прив}} \pm 2m_{31}g \cdot (O_1C_1 - OO_1 \cdot \sin \alpha) \cdot \sin \psi_1. \quad (32)$$

Запишем уравнение Лагранжа 2-рода:

$$2 \cdot J_{\text{пр2}} \cdot \ddot{\psi}_1 = M_{\text{прив}} \pm 2m_{31}g \cdot (O_1C_1 - OO_1 \cdot \sin \alpha) \cdot \sin \psi_1. \quad (33)$$

Когда кабина перемещается вниз – перед вторым слагаемым правой части уравнения ставим знак минус, и знак плюс, когда кабина поднимается. Выражение (33) – уравнение вынужденных колебаний, в котором первый член правой части это восстанавливающий момент, создаваемый силой тяжести выходных звеньев, и зависящий от угла поворота шкива, а второй член – возмущающий момент, обеспечивающий принудительное вращение шкива с постоянной скоростью. Восстанавливающий момент изменяется по гармоническому закону [10, с. 47].

$$M_{\text{прив}} = 2H \cdot \sin(pt + \delta), \quad (34)$$

где H – максимальный модуль, или амплитуда возмущающего момента; p – частота изменения возмущающего момента, равная угловой скорости вращения шкива ($12,2 \text{ сек}^{-1}$), соответствующей номинальной скорости лифта $1,1 \text{ м/с}$; $(pt + \delta)$ – фаза изменения возмущающего момента; δ – начальная фаза изменения возмущающей силы.

Квадрат частоты свободных колебаний:

$$\kappa^2 = m_{31}g \cdot (O_1C_1 - OO_1 \cdot \sin \alpha) / J_{\text{пр2}} \approx 12,778, \quad (35)$$

Введем обозначение:

$$h = H / J_{\text{пр2}} \approx 118,4 \text{ Н/(кг·м)}, \quad (36)$$

Для малых значений угол равен синусу этого угла. Тогда уравнение (33):

$$\ddot{\psi}_1 + \kappa^2 \cdot \psi_1 = h \cdot \sin(pt + \delta) \quad (37)$$

Выражение (37) – дифференциальное уравнение вынужденных колебаний. Решение складывается из общего и частного решений однородного уравнения:

$$\ddot{\psi}_1 + \kappa^2 \cdot \psi_1 = 0, \quad \psi_1 = \psi_1^* + \psi_1^{**}; \quad (38)$$

$$\psi_1^* = C_1 \cdot \cos(\kappa t) + C_2 \cdot \sin(\kappa t); \quad (39)$$

$$\psi_1^{**} = h \cdot \sin(pt + \delta) / (\kappa^2 - p^2); \quad (40)$$

$$\psi_1 = C_1 \cdot \cos(\kappa t) + C_2 \cdot \sin(\kappa t) + \left(h / (\kappa^2 - p^2) \right) \cdot \sin(pt + \delta); \quad (41)$$

Вместо постоянных C_1 и C_2 введем a и β [Яблонский, с.31, ф-а (11.6)]:

$$C_1 = a \cdot \sin(\beta), \quad C_2 = a \cdot \cos(\beta), \quad \psi_1^* = a \cdot \sin(\kappa t + \beta); \quad (42)$$

$$\psi_1 = a \cdot \sin(\kappa t + \beta) + \left(h / (\kappa^2 - p^2) \right) \cdot \sin(pt + \delta). \quad (43)$$

Уравнение (43) показывает, что шкив совершает сложное колебательное движение, складывающееся из двух гармонических колебаний: свободных и вынужденных. Определим постоянные a и β [10, с. 32] для начального момента времени, когда угол поворота шкива равен 0° , а угловая скорость шкива соответствует скорости перемещения лифта 1,1 м/с:

$$a = \sqrt{\psi_{10}^2 + (\dot{\psi}_{10} / \kappa)^2} = \sqrt{0 + (12, (2))^2 / 12,778} \approx 3,4, \quad (44)$$

$$\cos \beta = \dot{\psi}_{10} / a \cdot \kappa = 1.$$

Частота и период свободных колебаний:

$$\kappa = \sqrt{m_{31}g \cdot (O_1C_1 - OO_1 \cdot \sin \alpha) / J_{\text{пр}2}} \approx 3,6, \quad T = 2\pi / \kappa \approx 1,75. \quad (45)$$

Частота и период вынужденных колебаний совпадают с частотой и периодом изменения возмущающего момента:

$$p = \omega_{\text{нач}} \approx 12, (2), T_{\text{вын}} = 2\pi / p \approx 0,51. \quad (46)$$

$$\psi_1 = 3,4 \cdot \sin(3,6t) - 0,9 \cdot \sin(12,2t). \quad (47)$$

Построим графики свободных, вынужденных и сложных колебательных движений шкива (47), с закрепленным на нем и зафиксированным в начальном положении исследуемым механизмом (смотри рис. 6 а, б, в).

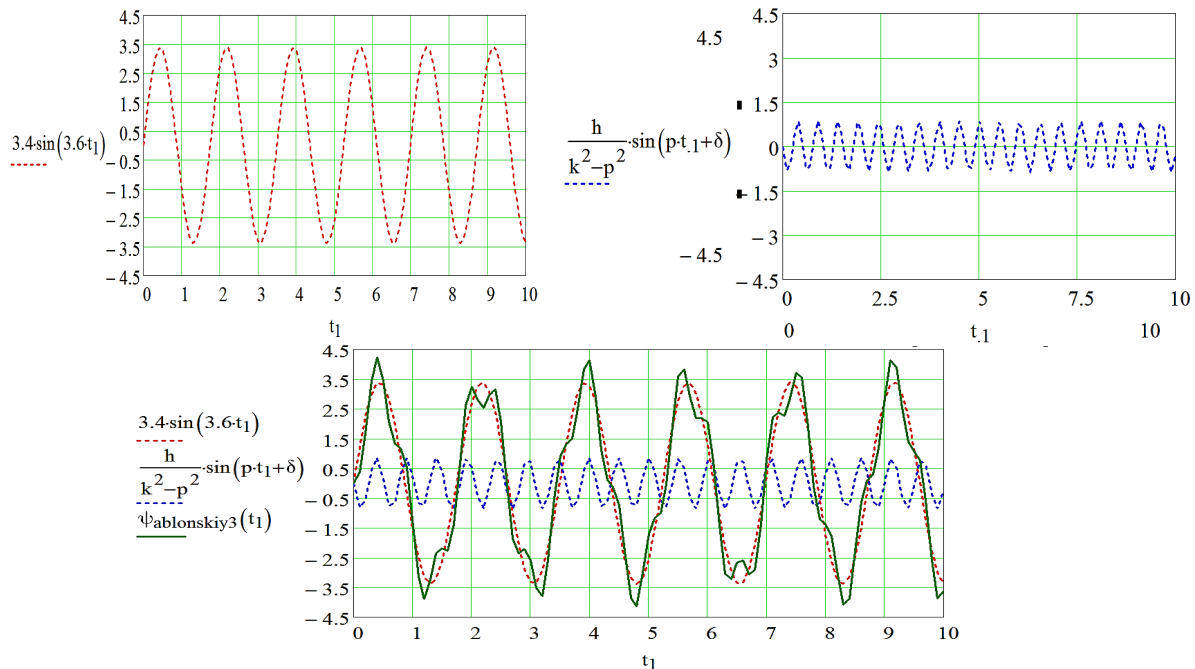


Рис. 6. Свободные (а), вынужденные (б) и сложные (в) колебательные движения шкива, с зафиксированным на нем в начальном положении исследуемым механизмом

Выводы. Полученное уравнение сложного колебательного движения шкива с закрепленным на нем исследуемым механизмом в системе координат неподвижного корпуса, описывает работу ограничителя только в рабочем режиме, когда лифт перемещается с номинальной скоростью, при которой не требуется включение ловителей. В этом случае исследуемый механизм устройства контроля превышения скорости ограничителя не приводится в движение, то есть ограничитель скорости не срабатывает. На стадии проектирования и предварительных расчетов можно рекомендовать избегать совпадения величин собственных и вынужденных колебаний больше чем на 70 %, чтобы не вызвать резонансных или близких к резонансу явлений.

Для получения зависимости угла раскрытия выходных звеньев исследуемого механизма от скорости вращения шкива ограничителя скорости и от жесткости упругого элемента, удерживающего выходное звено, необходимо составить второе уравнение Лагранжа 2-го рода по первой обобщенной координате φ_1 (угол поворота входного звена) в системе координат, связанной с подвижным шкивом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лустенков, М. Е. Геометрический анализ центробежного ограничителя скорости лифта со встречным расположением заклинивающих элементов / М. Е. Лустенков, А. В. Куцеполенко // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2023. – № 3. – С. 47–55.
2. Куцеполенко, А. В. Геометрический анализ шарнирного механизма центробежного ограничителя скорости лифта с двумя выходными звеньями / А. В. Куцеполенко // Механика машин, механизмов и материалов. – 2024. – № 4(69). – С. 61–69. – DOI 10.46864/1995-0470-2024-4-69-61-69.
3. Полезная модель ВУ 12899. Двухсторонний ограничитель скорости лифта. : опубл. 30.06.2022. / А. В. Куцеполенко, М. Э. Подымако, С. А. Дондик, Г. С. Синицын, К. Н. Князев. – [б. с.].
4. Куцеполенко, А. В. Современные средства обеспечения безопасности во время движения кабины лифта вверх и при ее остановке в этажной площадке = Modern Means of Ensuring Safety During the Upward Movement of the Elevator Car and When it Stops in the Floor Area / А. В. Куцеполенко, А. И. Антонец, Д. В. Непша // Наука и техника. – 2023. – № 6. – С. 460–469.
5. Куцеполенко, А. В. Энергетический анализ кривошипно-коромыслового механизма ограничителя скорости в системе отсчета шкива / А. В. Куцеполенко, М. Е. Лустенков // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2025. – № 3 (88). – С. 52–63. – DOI: 10.24412/2077-8481-2025-3-52-63.
6. Лифты. Общие требования безопасности к устройству и установке. Лифты для транспортирования людей или людей и грузов = Lifts. General safety requirements for the construction and installation. Lifts for the transport of persons and persons and goods: ГОСТ 33984.1 – 2016. – Взамен ГОСТ Р 53780-2010; введ. 22.11.2016. – М. : Стандартинформ, 2017. – 156 с.
7. Бать, М. И. Теоретическая механика в примерах и задачах: в 3 т. / М. И. Бать, Г. Ю. Джанелидзе, А. С. Кельзон. – 3-е изд., стереотипное. – М. : Издательство «Наука», 1966. – 3 т.
8. Куцеполенко, А. В. Влияние начального углового положения устройства контроля превышения скорости на обобщенную силу / А. В. Куцеполенко // Новые материалы, оборудование и технологии в промышленности: Материалы Международной научно-технической конференции молодых ученых, Могилев, 23–24 октября 2025 г. – Могилев, 2025. – С. 131–132.
9. Куцеполенко, А. В. Уравновешивание сил тяжести рабочих органов центробежных ограничителей скорости лифтов / А. В. Куцеполенко // Машиностроение: республиканский межведомственный сборник научных трудов / Белорусский национальный технический университет; редкол. : В. К. Шелег (гл. ред.) [и др.]. – Мн., 2024. – Вып. 35. – С. 167–176.
10. Яблонский, А. А. Курс теоретической механики : в 2 ч. / А. А. Яблонский. – 3-е изд., испр. – М. : Издательство «Высшая школа», 1966. – 2 ч.

Поступила 27.02.2026

Парфиевич А. Н., Сокол В. А., Саливончик Ю. Н.

ПРИМЕНЕНИЕ НЕЙРОСЕТЕВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ ДЛЯ АНАЛИЗА АКУСТИЧЕСКИХ СИГНАЛОВ ПРИ ДИАГНОСТИКЕ ДЕФЕКТОВ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

*Брестский государственный технический университет,
Брест, Беларусь*

В данной статье рассматривается гибридный подход к безразборной диагностике зубчатых передач, сочетающий спектральный анализ акустических сигналов и искусственные нейронные сети. Предложен метод сокращения размерности входных данных путем выделения диагностически значимых частот, автоматизируемый с помощью контрольно-диагностического комплекса. Для классификации пяти степеней повреждения зубьев применена нейросетевая модель на базе карт Кохонена, точность которой на тестовой выборке достигла 97 %. Экспериментально подтверждена способность модели к обобщению при диагностировании различных типов дефектов на токарном станке SN-501. Результаты доказывают эффективность автоматизации процесса диагностики для создания интеллектуальных систем мониторинга.

Современное состояние методов безразборного контроля технических систем характеризуется наличием ряда нерешенных проблем, сдерживающих их широкое внедрение в практику эксплуатации. Анализ показывает, что большинство существующих подходов ориентированы исключительно на работу в условиях установившихся режимов функционирования и не обладают достаточной помехоустойчивостью к внешним динамическим воздействиям [6]. Критическим недостатком также остается необходимость привлечения высококвалифицированных специалистов-вибродиагностов для интерпретации спектрограмм, что обусловлено слабой автоматизацией процессов принятия решений и жесткостью заложенных алгоритмов, не позволяющих адаптировать систему под конкретный объект и условия его эксплуатации.

Исследования, посвященные неразрушающему контролю [2; 11; 13], указывают на значительный потенциал виброакустических методов в области оперативной оценки как технического состояния, так и общей целостности зубчатых передач. Однако классические подходы анализа сложных многовальных приводов сталкиваются с проблемой многокритериальности: для достижения достоверной диагностики требуется оценка состояния каждого компонента привода. Это, в свою очередь, требует обработки больших объемов первичных данных и учета их взаимовлияния.

В связи с этим разработка методологии, объединяющей преимущества частотного анализа (который выступает как базовый и наиболее наглядный инструмент для визуализации колебательных процессов) с возможностями искусственного интеллекта, представляет собой особенно актуальную научно-техническую задачу. Такой синтез позволит не только автоматизировать процесс выделения диагностически значимых параметров из зашумленного сигнала [1; 7; 8; 15], который традиционно является трудоемким, но и перейти к полностью автоматизированной, объективной постановке диагноза. Это, в свою очередь, минимизирует влияние человеческого фактора, снижает требования к квалификации обслуживающего персонала и создает основу для развития адаптивных систем мониторинга, способных учитывать индивидуальные характеристики конкретного механизма.

Искусственные нейронные сети (далее – ИНС) доказали свою высокую эффективность в решении задач, для которых традиционные математические модели либо слишком сложны и ресурсоемки, либо не способны обеспечить необходимую точность из-за ограниченных априорных знаний о физических процессах. Спектр их применения варьируется от распознавания образов и кластеризации многомерных данных до построения прогностических моделей остаточного ресурса и разработки систем адаптивного управления. Высокая популярность ИНС в технической диагностике объясняется их уникальными свойствами: возможностью параллельной обработки информации, высокой устойчивостью к зашумленным и искаженным входным данным, способностью к обучению на основе примеров и эффективной генерализацией полученных знаний на новые, не встречавшиеся ранее ситуации. Именно эти качества делают нейросети превосходным кандидатом для создания «интеллектуального ядра» передовых диагностических комплексов.

Для успешной интеграции ИНС в процесс виброакустической диагностики зубчатых передач необходимо решить ряд ключевых задач. Первоочередной является минимизация размерности входных данных, так как использование полного спектра сигнала нецелесообразно из-за высоких требований к ресурсам. Как следует из работ [9; 10], появление локального повреждения зуба ведет к модуляции сигнала, классическим признаком которой является возникновение в спектре боковых полос вокруг зубцовой частоты $f_z = z \cdot f_o$, где z – число зубьев, f_o – частота вращения вала [9; 10; 12; 14]. Диагностическая ценность заключается в распределении энергии по боковым составляющим.

На рис. 1 представлен характерный вид спектра в окрестности зубцовой частоты для шестерни с повреждением. Ручное выделение всех составляющих крайне трудоемко, поэтому в диагностическом комплексе ВИКМА [4] реализована функция «Анализ гармоник», автоматически рассчитывающая частоты элементов и формирующая таблица с амплитудами сигнала (табл. 1).

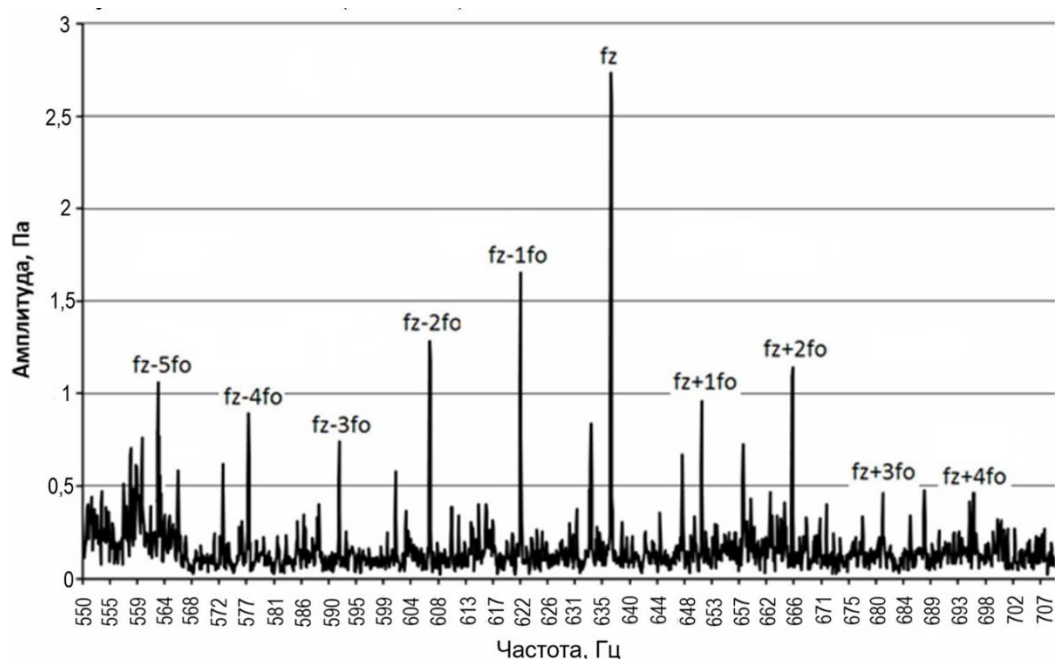


Рис. 1. Характерный вид спектральной плотности в диапазоне частот $(f_z - k \cdot f_o) - (f_z + k \cdot f_o)$ для колеса с $z = 43$

Таблица 1 – Результаты автоматизированного выделения гармонических составляющих акустического сигнала для диагностируемого зубчатого колеса

i	Амплитуды гармоник											
	оборотной частоты f_{oi}	зубцовой частоты f_{zi}	модулированных боковых полос $f_{zi} \pm j f_{oi}$									
			$j = -5$	$j = -4$	$j = -3$	$j = -2$	$j = -1$	$j = 1$	$j = 2$	$j = 3$	$j = 4$	$j = 5$
1	0,067	2,73	1,06	0,89	0,74	1,28	1,65	0,96	1,14	0,46	0,46	0,15
2	0,032	0,78	0,58	0,48	1,33	0,88	1,03	0,55	0,14	0,48	0,25	0,07
3	0,017	0,67	0,84	0,13	0,16	0,41	0,22	0,15	0,17	0,72	0,20	0,44
4	0,023	0,06	0,05	0,06	0,06	0,03	0,04	0,03	0,04	0,05	0,06	0,09
5	0,028	0,03	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05	0,11	0,03	0,02	0,02	0,03

В ходе экспериментальных исследований определено, что для достоверной диагностики достаточно ограничиться следующим набором данных: значение оборотной частоты и ее четыре высшие гармоники, значение зубцовой частоты и ее четыре высшие гармоники, а также по пять боковых составляющих слева и справа от каждой зубцовой гармоники.

Следующим этапом является формализация выходного пространства состояний. В качестве объекта для натурного эксперимента выбрана коробка скоростей токарного станка модели SN-501 (рис. 2). На зубчатом колесе $Z = 43$, установленном на втором валу (рис. 2), искусственно создавались повреждения поверхности зуба площадью 25 %, 50 %, 75 % и полное удаление зуба. Состояние колеса до нанесения дефектов принималось за эталонное. В соответствии с величиной повреждения данные были разделены на пять классов (табл. 2).

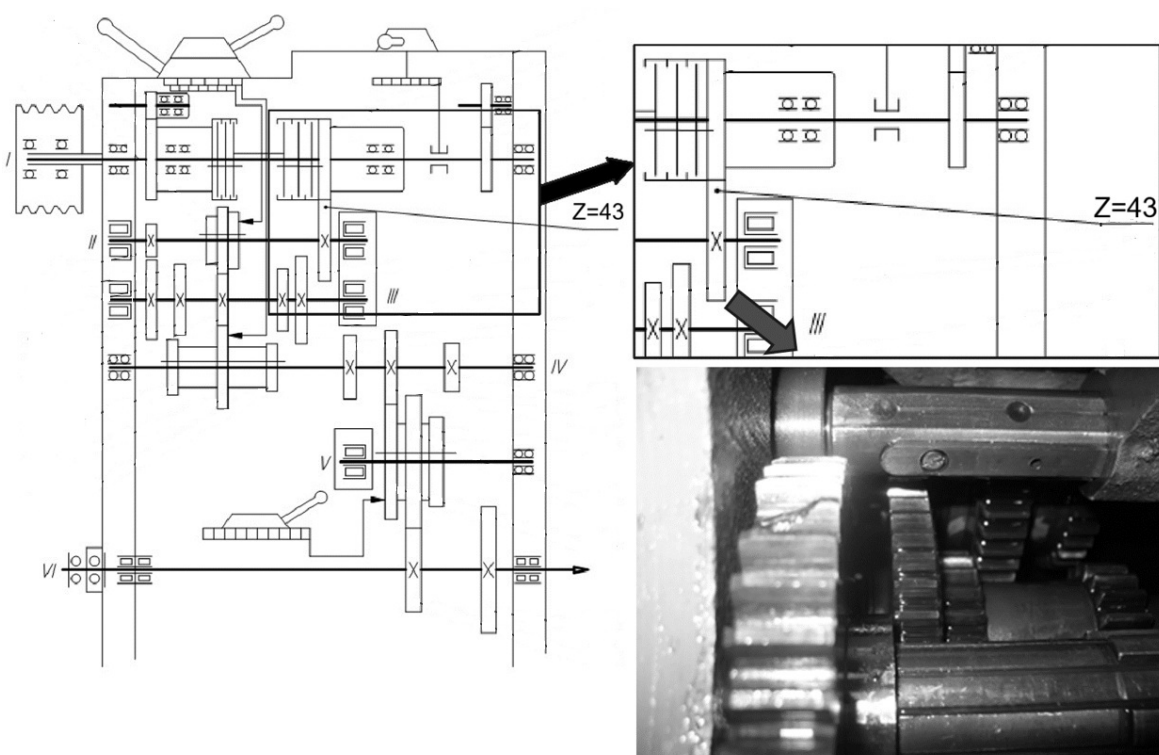


Рис. 2. Привод главного движения токарного станка SN-50: кинематическая схема и расположение колеса $z = 43$

Таблица 2 – Шкала градации технического состояния зуба диагностируемой шестерни $Z = 43$

Номер класса	Характеристика состояния зуба
1	Исходное состояние (дефект отсутствует)
2	Повреждение до 25 % поверхности зуба
3	Повреждение от 26 % до 50 % поверхности зуба
4	Повреждение от 51 % до 75 % поверхности зуба
5	Полное разрушение зуба (скол)

Для идентификации исследуемых состояний зубчатого зацепления было разработана нейросетевая модель. Его архитектура основана на самоорганизующихся картах Кохонена [16] (рис. 3). Применение данного типа нейронных сетей продиктовано их возможностями в области визуализации и группировки многомерных данных, причем без необходимости предварительного определения целевых классов в процессе обучения.

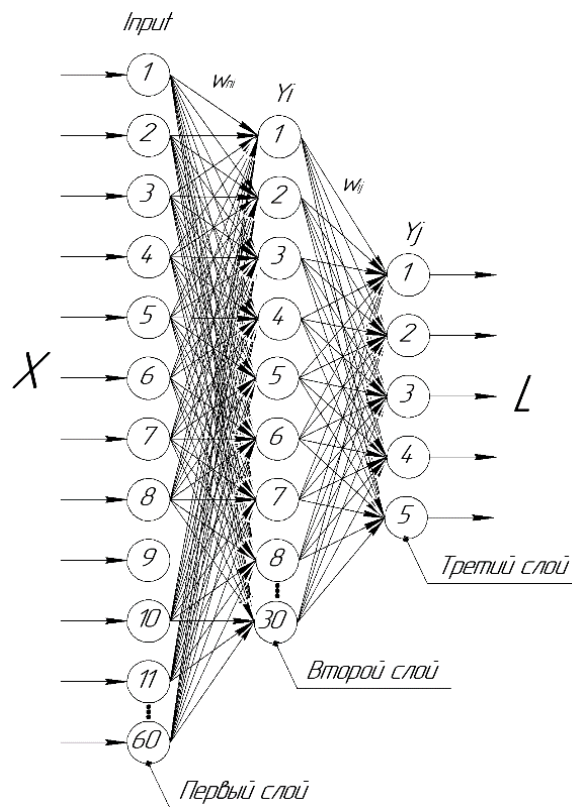


Рис. 3. Архитектура нейросетевого классификатора состояния зубчатого колеса

Это качество высоко ценится при решении задач диагностики, где границы между различными состояниями могут быть нечеткими. Модель состоит из трех слоев, обеспечивающих пошаговое преобразование входных диагностических характеристик в окончательный диагноз:

1. Входной слой (распределительный) включает 60 нейронов, число которых точно соответствует размерности вектора диагностических значений, полученного с помощью функции «Анализ гармоник» диагностического комплекса. Каждый нейрон получает одно нормализованное входное значение (амплитуду на определенных частотах) и функционирует как «распределитель», передавая эти данные всем нейронам следующего слоя без какой-либо модификации. Такая структура гарантирует полную передачу исходной информации для последующего анализа.

2. Скрытый слой (кластеризующий) является собственно картой Кохонена, состоящей из 30 нейронов. Основной принцип работы этого слоя – конкурентное обучение [3; 5; 16]. При обработке каждого входного вектора нейроны «соперничают» за активацию. Нейрон-победитель, чьи весовые коэффициенты оказываются наиболее близкими к входному образцу, модифицирует свои веса, становясь более восприимчивым к подобным сигналам. В результате этого обучения без учителя каждый из 30 нейронов настраивается на определенный, статистически стабильный кластер входных данных, формируя на своей карте топологическое представление распределения информации. Количество нейронов слоя было определено экспериментально

для достижения оптимального баланса между уровнем детализации кластеризации и обобщающей способностью сети.

3. Выходной слой (линейный) выполняет функцию интерпретации результатов. Он содержит 5 линейных нейронов, каждый из которых ассоциирован с одним из пяти установленных классов технического состояния зуба (табл. 2). Поскольку самоорганизующиеся карты Кохонена специализируются на кластеризации, а не прямой классификации, этот слой необходим для трансформации полученных кластеров в формат окончательного диагноза. Обучение этого слоя происходит «с учителем», с использованием размеченных данных, для точного соотнесения каждого кластера (или их комбинации), выявленного на скрытом слое, с соответствующим классом дефекта.

Таким образом, предложенная архитектура позволяет сначала выявить скрытые закономерности в структуре виброакустических сигналов (благодаря слою Кохонена), а затем интерпретировать эти закономерности в терминах инженерной диагностики, выдавая оператору конкретное заключение о степени повреждения зубчатого колеса.

Для обучения сформировано 120 векторов (по 24 на класс), контрольная выборка состояла из 30 векторов. Точность классификации составила около 97 %.

Для оценки универсальности предложенного метода были изготовлены экспериментальные зубчатые колеса с искусственно созданными дефектами: шестерня $z=43$ с локальным повреждением вершины зуба (рис. 4, а) и блок шестерен $z=38, 35, 32$ с погрешностями профиля и увеличенным боковым зазором (рис. 4, б). В ходе эксперимента указанные колеса устанавливались в различных сочетаниях.

Как следует из анализа спектров, погрешности профиля зубьев проявляются в появлении новых частотных компонент. На спектре заведомо исправных шестерен регистрируются лишь частоты пересопряжения (рис. 5). Внесение дефекта приводит к росту амплитуды этих частот (пик около 635 Гц) и появлению боковых составляющих, расположенных симметрично относительно несущей частоты с шагом, равным частоте вращения второго вала (14,8 Гц), что однозначно указывает на поврежденный элемент (рис. 6). При наличии двух дефектов боковые полосы возникают вокруг частот обеих ступеней, что соответствует теоретическим положениям, изложенным в [9; 10; 12; 14].

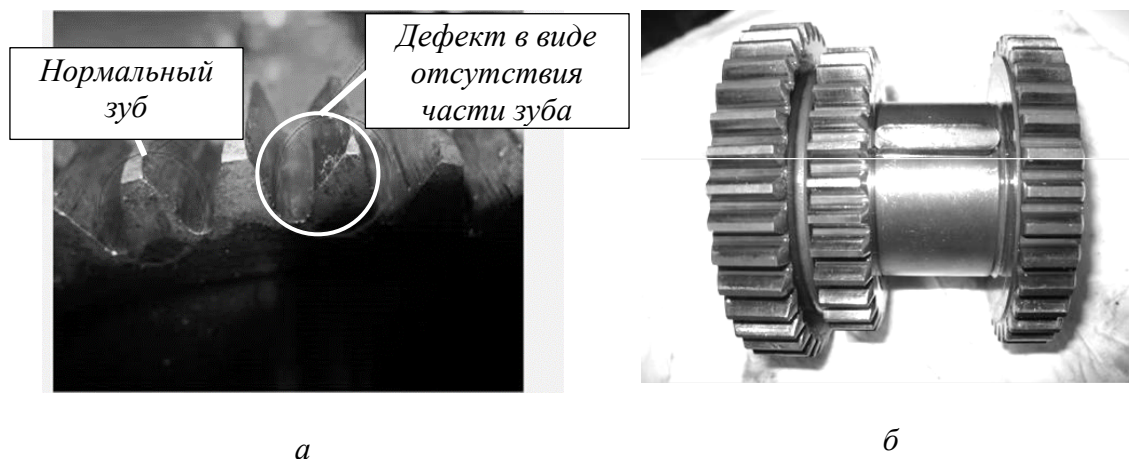


Рис. 4. Экспериментальные зубчатые колеса с искусственно созданными дефектами:
 а – колесо $z = 43$ (2-й вал) с локальным дефектом в виде отсутствия части зуба;
 б – блок зубчатых колес ($z = 38, 35, 32$) с погрешностями профиля и увеличенным боковым зазором

При наличии дефекта в виде отсутствия части зуба в спектре акустического сигнала наблюдается характерная картина: возрастает амплитуда зубцовой частоты f_z и формируются комбинированные составляющие $f_z \pm k \cdot f_0$ (рис. 7), что обусловлено периодическим динамическим воздействием в зоне повреждения.

Тестирование обученной нейросетевой модели на числовых образах дефектных шестерен подтвердило ее диагностическую эффективность. Согласно результатам, представленным на рис. 8, модель корректно классифицирует как эксплуатационные дефекты, так и технологические погрешности, что свидетельствует о ее универсальности.

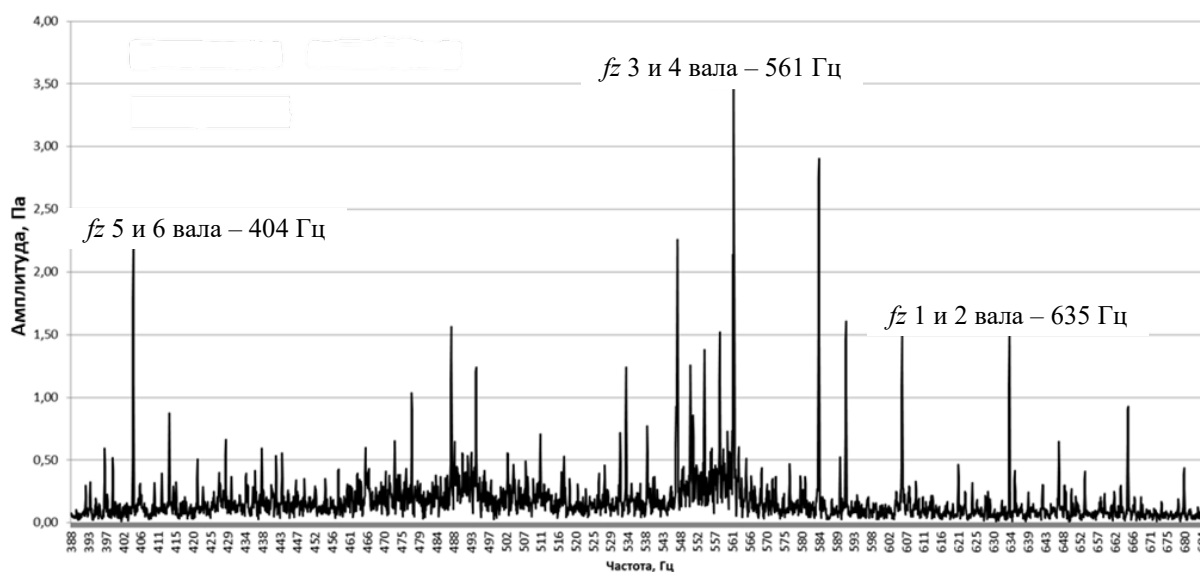


Рис. 5. Фрагмент спектра акустического сигнала шестерни $Z = 38$ в исходном (бездефектном) состоянии в диапазоне частот $f_z \pm k \cdot f_0$

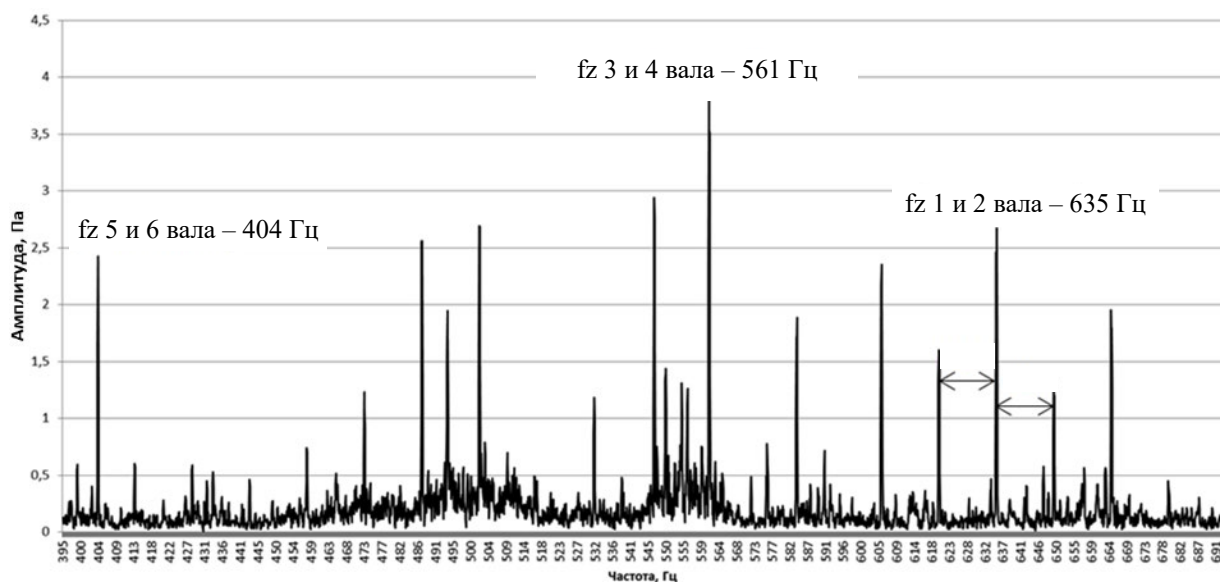


Рис. 6. Фрагмент спектра акустического сигнала шестерни $Z=38$ с систематическими погрешностями зубьев (погрешность профиля и увеличенный боковой зазор) в области частот $fz \pm k \cdot fo$

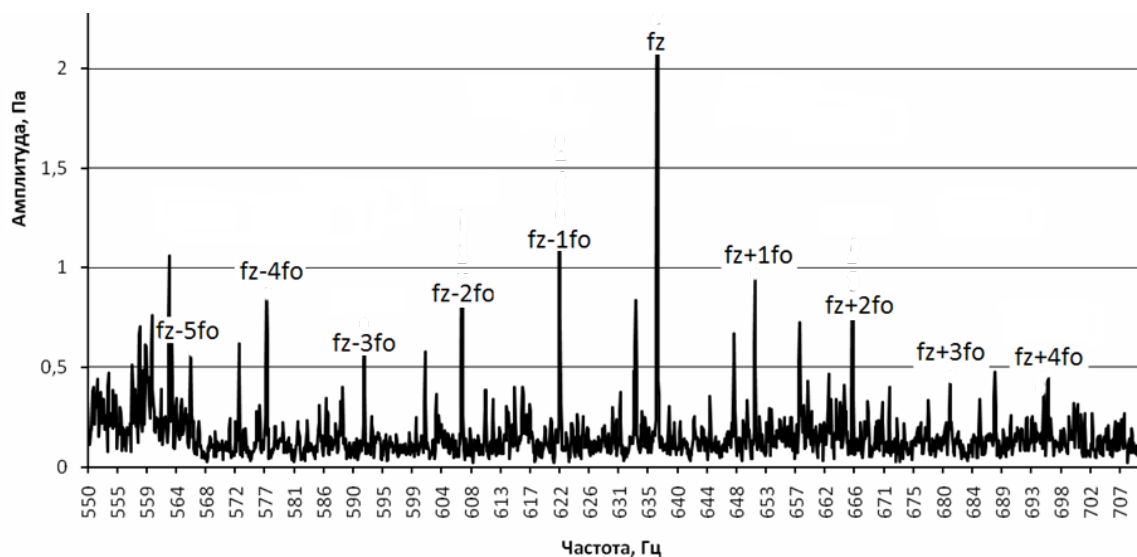
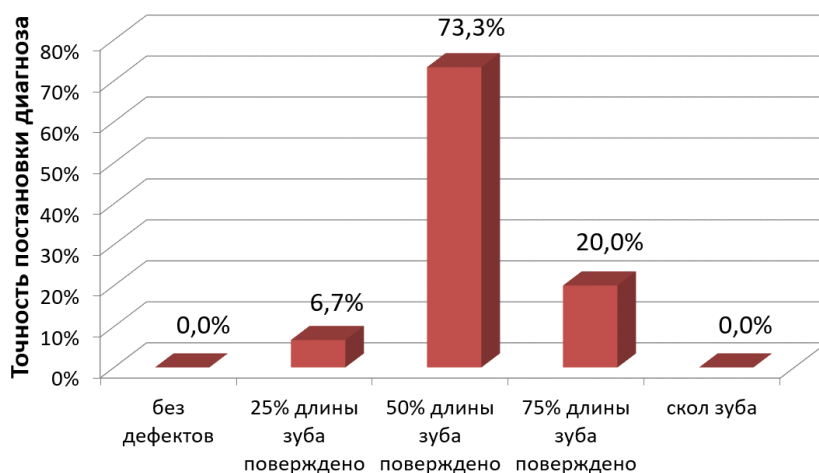
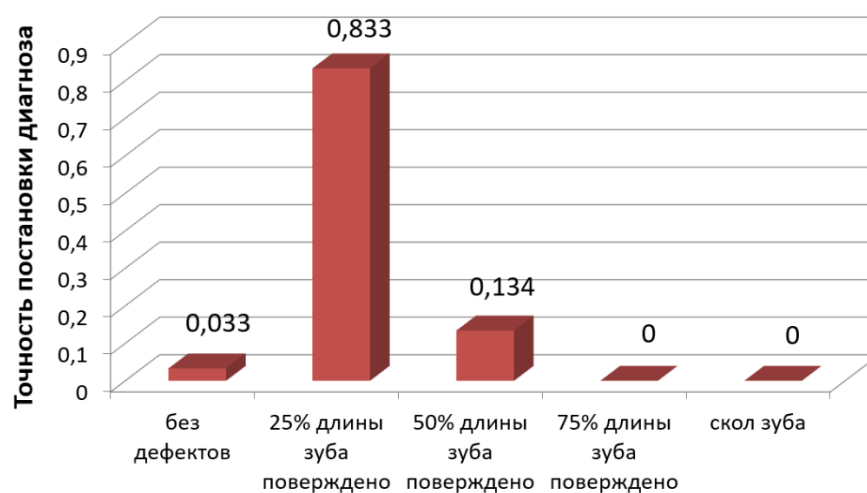


Рис. 7. Фрагмент спектра акустического сигнала шестерни $z=43$ с локальным отсутствием части зуба в области частот $fz \pm k \cdot fo$



Класс диагностируемых параметров исследуемого зубчатого колеса

a



Класс диагностируемых параметров исследуемого зубчатого колеса

б

Рис. 8. Результаты тестирования нейросетевого классификатора (диаграммы неточностей):
a – шестерня $Z = 38$ (30 образцов) с систематическими погрешностями (профиль, зазор);
б – шестерня $Z = 43$ (30 образцов) с локальным дефектом зуба

Основные научные и практические результаты. Теоретически обоснован и экспериментально подтвержден метод сокращения размерности входных данных для диагностики зубчатых передач. Такой подход позволяет снизить вычислительную нагрузку на классификатор и исключить влияние шумовых компонент, не несущих полезной информации.

Для условий диагностики зубчатых передач процесс автоматизированного выделения информативных частотных составляющих реализован с использованием специализированного диагностического комплекса ВИКМА.

Разработана оригинальная классификационная шкала градации технического состояния зуба, включающая пять качественно различных уровней повреждения – от исходного состояния до полного разрушения (скола) зуба.

Построена и обучена нейросетевая модель на базе самоорганизующихся карт Кохонена, адаптированная для решения задачи многоклассовой классификации технических состояний зубчатых колес. Дополнительно подтверждена способность модели успешно диагностировать дефекты иной физической природы, что свидетельствует о потенциальной универсальности разработанного подхода.

Таким образом, предложенный гибридный подход позволяет не только автоматизировать процесс диагностики зубчатых передач, сделав его менее субъективным, но и создает научно-техническую основу для построения интеллектуальных адаптивных систем мониторинга. Такие системы способны эффективно функционировать в условиях эксплуатационной неопределенности, что открывает перспективы для создания цифровых двойников трансмиссионных агрегатов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Генкин, М. Д. Виброакустическая диагностика машин и механизмов / М. Д. Генкин, А. Г. Соколова. – М. : Машиностроение, 1987. – 288 с.
2. Гери́ке, Б. Л. Вибромониторинг горных машин и оборудования / Б. Л. Гери́ке, И. Л. Абрамов, П. Б. Гери́ке. – Кемерово: Кузбасский государственный технический университет, 2007. – 190 с.
3. Головки, В. А. Нейросетевые технологии обработки данных : учебное пособие / В. А. Головки, В. В. Краснопрошин. – Мн. : Белорусский государственный университет, 2017. – 263 с.
4. Новые аппаратно-программные средства для исследования и диагностики механических систем / А. В. Драган, И. П. Стецко, Д. А. Ромашко, [и др.] // Вестник Брестского государственного технического университета. – 2006. – № 4. – 17–26 с.
5. Искусственные нейронные сети и искусственные иммунные системы для обнаружения вторжений: монография / М. П. Комар, В. А. Головки, А. О. Саченок [и др.]. – Тернополь: Тернопольский национальный экономический университет, 2018. – 192 с.
6. Ишин, Н. Н. Вибродиагностика зубчатых передач мобильных машин в эксплуатации / Н. Н. Ишин, А. М. Гоман, А. С. Скороходов // Неразрушающий контроль и диагностика. – 2017. – № 2. – С. 3–17.
7. Костюков, В. Н. Основы виброакустической диагностики машинного оборудования: учебное пособие / В. Н. Костюков, А. П. Науменко – Омск: Научно-производственный центр «Динамика», 2007. – 286 с.
8. Мониторинг и диагностика роторных машин по вибрации // Ассоциация ВАСТ. – URL: <http://www.vibrotek.com/russian/articles/book/index.htm> (дата обращения: 20.02.2026.)
9. Неразрушающий контроль и диагностика: справочник : в 7 т. / под общ. ред. В. В. Клюева. – М. : Машиностроение, 2003. – 7 т.
10. Постников, О. К. Спектральный анализ шума шестеренчатых механизмов / О. К. Постников // Сборник трудов Всесоюзного научно-исследовательского института органических полупродуктов и красителей. – 1972. – № 41. – С. 111–126.
11. Радкевич, Я. М. Методология оценки качества и управления состояния горных машин с использованием вибрационных характеристик / Я. М. Радкевич, М. С. Островский, П. Ф. Бойко // Горное оборудование и электромеханика. – 2008. – № 10. – С. 8–12.

12. Руссов, В. А. Диагностика дефектов вращающегося оборудования по вибрационным сигналам / В. А. Руссов. – Пермь : ВиброЦентр, 2012. – 252 с.
13. Сергеев, В. Ю. Диагностические методы и средства контроля для технического аудита узлов и агрегатов карьерных самосвалов / В. Ю. Сергеев // Горная промышленность. – 2009. – № 6 (88). – С. 45–47.
14. Ширман, А. Р. Практическая вибродиагностика и мониторинг состояния механического оборудования / А. Р. Ширман, А. Б. Соловьев. – М. : Наука, 1996. – 276 с.
15. Диагностирование зубчатой передачи с помощью нового метода контроля состояния роторного оборудования // Вибродиагностика – URL: http://www.vibration.ru/d_zub_peredach.shtml (дата обращения: 20.02.2026.)
16. Kohonen, T. The self-organizing map / T. Kohonen // Proceedings of the IEEE. – 1990. – Vol. 78, no. 9. – P. 1464–1480.

Поступила 10.03.2026

УДК 623.86

Прудников А. П., Зыль С. А.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЦИКЛОИДАЛЬНО-ЦЕВОЧНОГО МУЛЬТИПЛИКАТОРА

Белорусско-Российский университет, Могилев, Беларусь

Рассмотрена методика и стенд для испытания мультипликаторов. Получены экспериментальные зависимости КПД мультипликатора на базе циклоидально-цевочной передачи от момента на ведомом валу и частоты вращения ведущего вала.

Введение. Современное развитие машиностроения, включающее становление мехатроники, предъявляет принципиально новые требования к характеристикам приводной техники. Это сверхвысокие скорости движения рабочих органов машин, сверхвысокая точность движений, высокая надежность и безопасность функционирования. Циклоидально-цевочное зацепление имеет определенные перспективы в этом направлении, которые определяются его достоинствами, в частности, многопарностью зацепления и малой удельной металлоемкостью на единицу передаваемой мощности. Циклоидально-цевочные передачи способны воспринимать значительные кратковременные нагрузки; имеют широкий диапазон передаточных чисел в одной ступени; высокую надежность; повышенную крутильную жесткость с минимальным гистерезисом; высокую точность позиционирования; малый момент инерции (снижение инерционных нагрузок при изменении частоты вращения); низкий уровень шума, высокую кинематическую точность и плавность хода. Также одним из основных преимуществ циклоидально-цевочных передач является высокий КПД, что выступает важной характеристикой энергоэффективности механического привода [1].

Особую актуальность приобретает применение циклоидально-цевочных передач в мультипликаторах для следующих направлений: системы возобновляемых источников энергии, автомобилестроение, нефтехимическая, газо- и нефтедобывающая, аэрокосмическая сферы и др.

Целью исследований являлось разработка стенда для испытаний мультипликаторов, определение влияния мультипликаторного режима работы циклоидально-цевочной передачи на потери мощности в зацеплении и установление зависимости КПД от передаваемого момента и частоты вращения.

Методика и средства испытания. В качестве объекта исследования выступал механизм с циклоидально-цевочной передачей с коэффициентом мультипликации скорости вращения $k=15$.

Для определения технических характеристик мультипликаторов разработан стенд с разомкнутым потоком мощности, представленный на рис. 1.

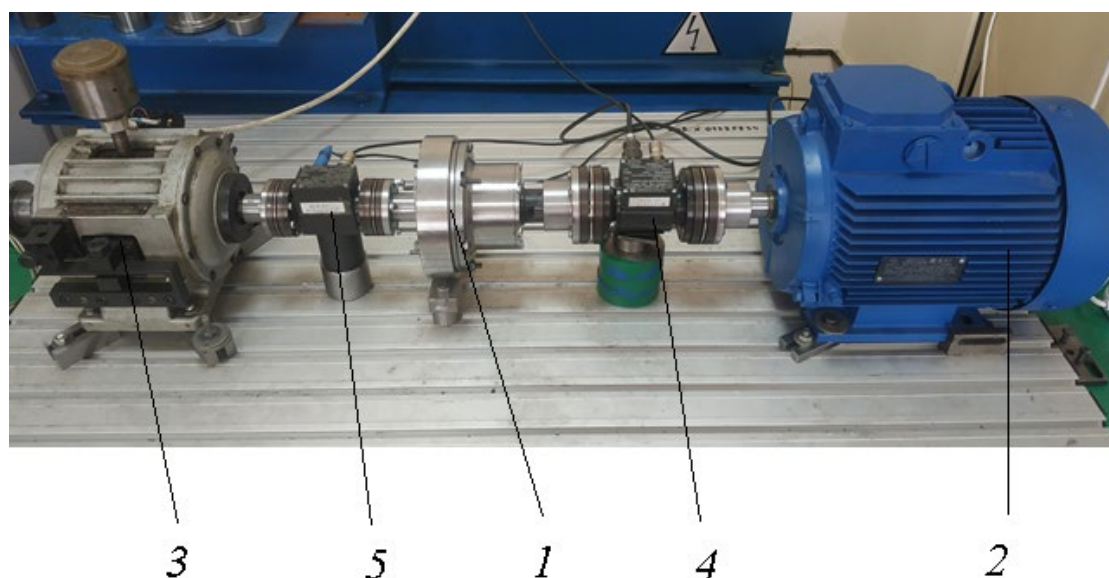


Рис. 1. Испытательный стенд: 1 – испытуемый мультипликатор; 2 – электродвигатель асинхронный АИР100L2У3 с частотным преобразователем ($P=5,5$ кВт; $n = 2850$ мин⁻¹); 3 – порошковый тормоз ПТ-2,5М с пультом управления ПУ-ПТ100; 4 – датчик крутящего момента М20С-150; 5 – датчик крутящего момента М20С-20

В качестве базы для стенда использована установочная станочная плита с пазами Т-образного профиля, позволяющая устанавливать мультипликаторы с различными габаритно-присоединительными размерами, в том числе отличающиеся расположением осей валов в пространстве.

Электродвигатель с частотным преобразователем обеспечивает возможность проведения испытаний при различной частоте вращения ведущего вала мультипликатора, позволяя оценить влияние частоты вращения на технические характеристики мультипликатора.

Номинальный момент, передаваемый двигателем стенда при номинальных мощности $P_{\text{ном}}=5,5$ кВт и частоте вращения $n_{\text{ном}}=2850$ мин⁻¹ составляет:

$$T_{\text{ном}} = \frac{P_{\text{ном}}}{\omega} = \frac{30 \cdot P_{\text{ном}}}{\pi \cdot n_{\text{ном}}} = \frac{30 \cdot 5,5 \cdot 10^3}{3,14 \cdot 2850} = 18,44 \text{ Нм.} \quad (1)$$

С учетом коэффициента мультипликации ($k=15$), на ведомом валу максимальный момент без учета КПД мультипликатора составит:

$$T_{\text{max ном}} = 18,44 / 15 = 1,23 \text{ Нм.}$$

При этом необходимо учитывать, что при уменьшении частоты вращения вала электродвигателя с помощью частотного преобразователя, значительно снижается мощность электродвигателя, а, следовательно, и момент на его валу.

Для повышения возможностей стенда путем расширения диапазона реализуемых моментов на ведущем валу испытуемого мультипликатора стенд доукомплектовывается двухступенчатым цилиндрическим прямозубым редуктором с передаточным отношением 20,8 [2] (на рис. 1 не показан). Редуктор позволяет понизить частоту вращения и повысить момент на ведущем валу мультипликатора.

Электромагнитный порошковый нагрузочный тормоз ПТ-2,5М с пультом управления ПУ-ПТ100 позволяет создавать постоянный или изменяемый по заданному закону момент на валу мультипликатора в диапазоне от 0 до 25 Нм.

Измерение частоты вращения и момента на валах мультипликатора осуществляется с помощью датчиков:

- на ведущем валу: М20С-150 (максимальный измеряемый момент 150 Нм);
- на ведомом валу: М20С-20 (максимальный измеряемый момент 20 Нм).

Сигналы, получаемые от датчиков 4 и 5, обрабатываются на ЭВМ с помощью специального программного обеспечения, преобразующего сигнал в величины вращающего момента и частоты вращения.

Для оценки результатов измерений с датчиков с учетом случайной погрешности использовалось выборочное стандартное отклонение среднего арифметического значения и определялся доверительный интервал, используя коэффициент Стьюдента.

На рис. 2 показана схема нагружения исследуемого мультипликатора на стенде с указанием направления действий угловых скоростей и моментов на ведущем и ведомом валах.

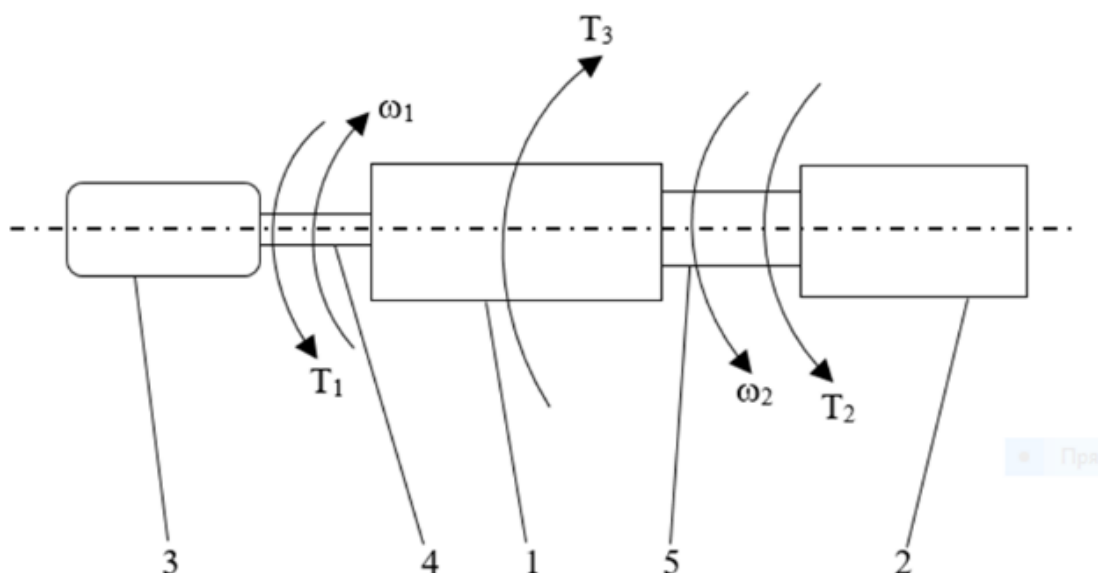


Рис. 2. Схема угловых скоростей и моментов на ведущем и ведомом валах в режиме мультипликатора: 1 – мультипликатор; 2 – электродвигатель; 3 – порошковый тормоз; 4 – выходной (ведомый) вал; 5 – входной (ведущий) вал

Электродвигатель сообщает входному валу угловую скорость ω_2 и момент T_2 . Моменты T_1 и T_2 имеют одинаковое направление. Поскольку суммарный момент системы должен быть равен нулю, то возникающий на корпусе мультипликатора момент T_3 компенсировал моменты ведомого и ведущего валов (с учетом КПД).

$$T_1 - T_3 + \frac{T_2}{\eta} = 0. \quad (2)$$

Момент на ведущем валу T_2 определялся, соответственно, по формуле

$$T_2 = \frac{T_1}{\eta \cdot i}, \quad (3)$$

где i – модуль передаточного отношения (для мультипликатора $i = 1/15$).

Результаты испытаний. При проведении испытаний на стенде без редуктора (для расширения диапазона реализуемых моментов на ведущем валу мультипликатора): момент на ведомом валу задавался в диапазоне $T_1 = 0,2 \dots 0,5$ Н·м.

Зависимость КПД от вращающего момента на ведомом валу мультипликатора приведена на рис. 3.

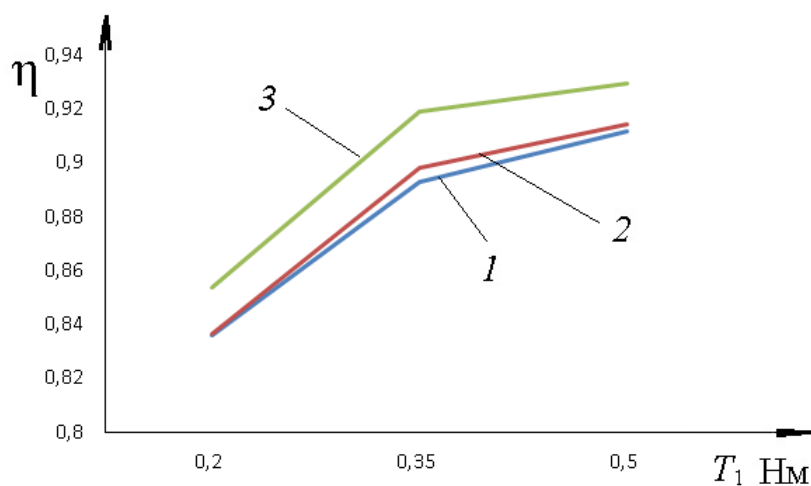


Рис. 3. Экспериментальные зависимости КПД от момента на ведомом валу при частоте вращения на ведущем валу: 1 – 410 мин⁻¹; 2 – 505 мин⁻¹; 3 – 616 мин⁻¹

Зависимость момента на ведущем валу T_2 от момента на ведомом валу T_1 приведена на рис. 4.

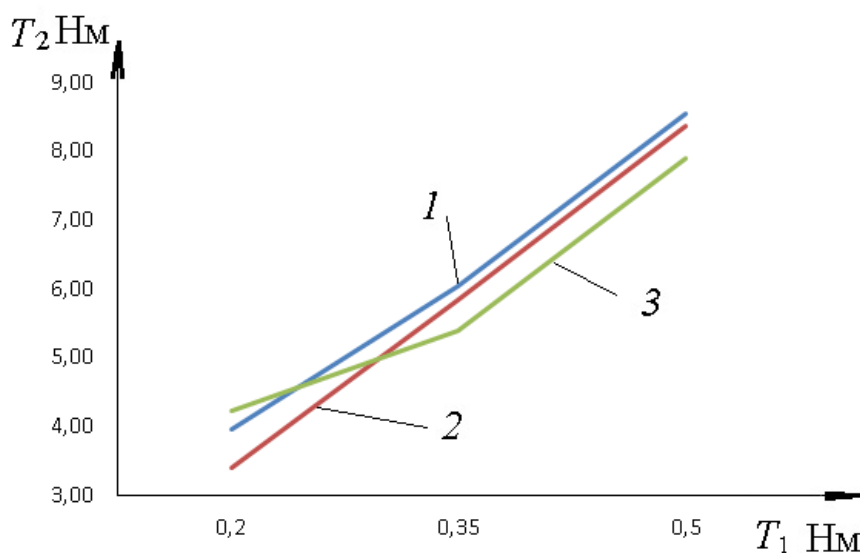


Рис. 4. Зависимость момента на ведущем валу T_2 от момента на ведомом валу T_1 при частоте вращения на ведущем валу: 1 – 410 мин⁻¹; 2 – 505 мин⁻¹; 3 – 616 мин⁻¹

При доукомплектовании стенда двухступенчатым цилиндрическим прямозубым редуктором с передаточным отношением 20,8: момент на ведомом валу задавался в диапазоне $T_1 = 2 \dots 8$ Н·м.

Зависимость КПД от вращающего момента на ведомом валу мультипликатора приведена на рис. 5.

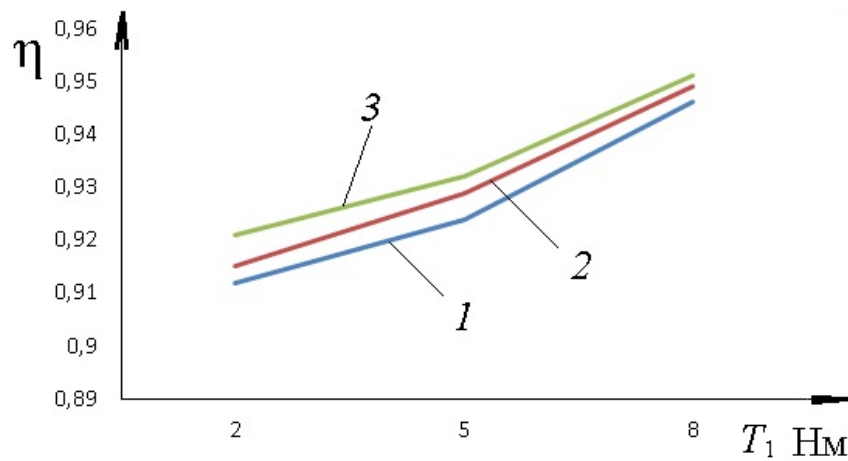


Рис. 5. Экспериментальные зависимости КПД от момента на ведомом валу при частоте вращения на ведущем валу: 1 – 84 мин⁻¹; 2 – 107 мин⁻¹; 3 – 151 мин⁻¹

Зависимость момента на ведущем валу T_2 от момента на ведомом валу T_1 приведена на рис. 6.

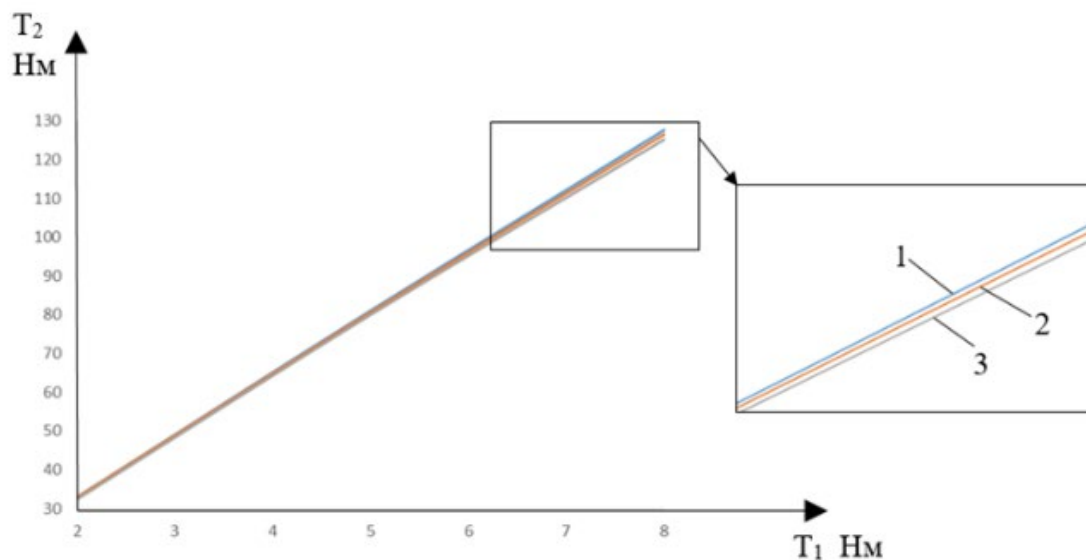


Рис. 6. Зависимость момента на ведущем валу T_2 от момента на ведомом валу T_1 при частоте вращения на ведущем валу: 1 – 84 мин⁻¹; 2 – 107 мин⁻¹; 3 – 151 мин⁻¹

Анализ полученных результатов позволяет установить, что для циклоидально-цевочной передачи, работающей в режиме мультипликатора, КПД возрастает с увеличением момента на ведомом валу и практически не зависит от частоты вращения, а зависимость моментов носит линейный характер.

Заключение. В ходе проведенной работы разработан стенд с разомкнутым потоком мощности, предназначенный для определения технических характеристик мультипликаторов с различными габаритно-присоединительными размерами, в том числе отличающихся расположением осей валов

в пространстве. Встраивание в стенд после электродвигателя двухступенчатого цилиндрического прямозубого редуктора с передаточным отношением 20,8 позволило расширить диапазон реализуемых моментов на ведущем валу испытуемого мультипликатора.

Получены экспериментальные зависимости КПД от момента и частоты вращения для мультипликатора на базе циклоидально-цевочной передачи.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лустенков, М. Е. Некоторые аспекты технологии изготовления сателлита циклоидально-цевочной передачи / М. Е. Лустенков, С. А. Зыль // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2025. – № 2 (87). – С. 14–23.

2. Моргалик, Б. М. Виброакустический контроль состояния элементов подшипников качения / Б. М. Моргалик, А. П. Прудников, Д. М. Ковалев // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2022. – № 3 (76). – С. 60–68.

Поступила 25.11.2025

УДК 004.94

Шукюров А. О., Кисельков А. Л., Суденко Н. А.

ОЦЕНКА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ВЫЧИСЛЕНИЙ В ANSYS, LS-DYNA И FLUENT НА РАБОЧИХ СТАНЦИЯХ С РАЗЛИЧНОЙ АППАРАТНОЙ АРХИТЕКТУРОЙ

*Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси,
Минск, Беларусь*

В работе представлен сравнительный анализ вычислительной производительности серверных платформ (далее – сервер) и персональных рабочих станций (далее – десктоп) при решении типовых задач в программных комплексах ANSYS [1,2] и LS-DYNA [3]. Исследованы два основных подхода к организации параллельных вычислений в модуле ANSYS LS-DYNA – Symmetric Multi-Processing (далее – SMP) и Massively Parallel Processing), (далее – MPP) – и их влияние на время расчета и эффективность использования ресурсов. Дополнительно выполнено сопоставление производительности модулей ANSYS STATIC STRUCTURAL и ANSYS FLUENT. Приведены результаты тестирования четырех вычислительных систем с различной аппаратной конфигурацией, включая высокопроизводительные десктопы и двухпроцессорные серверы. Особое внимание уделено зависимости скорости расчетов от архитектуры процессора, объема оперативной памяти и масштабируемости решателей. На основе полученных данных даны практические рекомендации по выбору вычислительной платформы в зависимости от типа решаемых задач и экономических показателей.

Введение. Сложность современных инженерных расчетов неуклонно растет, что предъявляет высокие требования к вычислительным мощностям. САЕ-системы, широко используются для анализа прочности, гидродинамики и динамики быстропротекающих процессов. Производительность работы этих программ существенно зависит от характеристик аппаратного обеспечения – количества ядер, тактовой частоты, объема оперативной памяти и типа накопителей. Существуют как мощные серверные решения, ориентированные на многозадачность и отказоустойчивость, так и высокопроизводительные рабочие станции (десктопы), которые часто выигрывают за счет более высоких тактовых частот при ограниченном числе ядер, а также отличаются более низкой ценой в сравнении с серверным решением.

Цель данной работы – экспериментальное сравнение производительности серверов и десктопов на типовых задачах механики и гидродинамики, а также оценка влияния режимов параллелизации (SMP и MPP) на скорость вычислений. Полученные результаты позволят сформулировать критерии выбора аппаратной платформы для различных категорий расчетов с учетом экономической целесообразности.

Описание типовых объектов исследования. Типы тестовых задач выбраны таким образом, чтобы описать большую часть расчетов, встречаемых в расчетной практике. Три модуля ANSYS – LS-DYNA, STATIC STRUCTURAL, FLUENT – охватывают большинство ресурсоемких прикладных задач машиностроения, позволяя создать полноценный цифровой двойник изделия (рис. 1).

В качестве тестовых расчетных случаев приняты следующие задачи:

1. Статический прочностной расчет с большим количеством шагов (STATIC STRUCTURAL) – расчет рамы. Имитирует длительные квазистатические нагрузки, определяет жесткость и запасы прочности – базовую часть цифрового двойника.

2. Нелинейный статический расчет (STATIC STRUCTURAL) – кронштейн рамы с контактами. Учитывает геометрическую, физическую и контактную нелинейность. Позволяет предсказывать остаточные деформации и раскрытие стыков.

3. Анализ в явной динамике (LS-DYNA) – расчет системы защиты от переворота кабины (ROPS). Моделирует ударные, кратковременные процессы. Заменяет натурные краш-тесты, позволяет сертифицировать технику без разрушений.

4. Гидрогазодинамика (FLUENT) – расчет системы вентиляции. Анализирует потоки воздуха, перепады давления и температурные поля.



Рис. 1. Выбранные типовые задачи для проведения исследования

Методика проведения экспериментов. В ходе исследования выполнялись расчеты на четырех аппаратных конфигурациях, две десктопные и две серверные (рис. 2, 3).

Для каждой задачи фиксировались:

1. общее время решения;
2. максимальный объем использованной оперативной памяти (в процентах от доступного);
3. средняя загрузка процессорных ядер (в процентах).

Все расчеты выполнялись с максимально доступным числом ядер и оптимальными настройками параллельных вычислений, рекомендованными разработчиками ПО.

Описание типовых объектов исследования. Типы задач были выбраны не случайно. Описанные 4 модуля в программном комплексе ANSYS (LS-DYNA, STATIC-STRUCTURAL, FLUENT) описывают большую часть прикладных задач. В качестве тестовых расчетных случаев были приняты следующие задачи:

1. Статический прочностной расчет с большим количеством шагов (расчет рамы);
2. Статический прочностной расчет с нелинейностями (расчет кронштейна рамы с учетом контактов);
3. Анализ в явной динамике (расчет системы зажиготы от переворота кабины);
4. Гидрогазодинамика (расчет системы вентиляции).



Рис. 2. Вычислительный сервер



Рис. 3. Рабочая станция (десктоп)

Системные требования и результаты бенчмарков ANSYS. Согласно официальной документации [4], минимальные требования к оборудованию для работы ANSYS включают 64-разрядную ОС, процессор с поддержкой SSE2, не менее 8 ГБ ОЗУ и дискретную видеокарту с OpenGL 4.5. Для сложных моделей рекомендуется 32 ГБ ОЗУ и более, а также быстрый SSD-накопитель.

Компания ANSYS регулярно публикует результаты бенчмарков [5], демонстрирующие, что производительность решателей сильно зависит от количества ядер, частоты и подсистемы памяти. Например, в тестах ANSYS

MECHANICAL с моделями от 0,65 до 14 млн степеней свободы наблюдалась почти линейная масштабируемость до 16–20 ядер, после чего прирост производительности снижался. Эти данные подтверждают необходимость тщательного подбора конфигурации под конкретные задачи.

Однако опубликованные рекомендации носят обобщенный характер, поэтому для получения объективных данных о работе конкретных систем требуется экспериментальное исследование.

Обзор существующих исследований. В литературе имеется ряд публикаций, посвященных сравнению производительности серверных и десктопных систем в контексте инженерных расчетов. Так, авторы [6] исследовали поведение процессоров Intel Xeon E-2236 и Intel Core i5-10600 при длительных вычислительных нагрузках и пришли к выводу, что серверные модели обеспечивают более стабильную работу. В работах [7; 8] проанализированы архитектурные различия между серверными и десктопными CPU, подчеркнуты преимущества серверов в масштабируемости и поддержке больших объемов памяти. Отмечается, что для ресурсоемких приложений, требующих многоядерной обработки, серверные платформы часто оказываются предпочтительнее, несмотря на более низкую тактовую частоту.

Характеристики исследуемых систем. В табл. 1 представлены параметры четырех вычислительных платформ, используемых в исследовании. Выбор конфигураций обусловлен желанием охватить как современные десктопные решения на базе Intel Core i9-14900K и AMD Ryzen 9 9950X, так и серверные системы с двумя процессорами AMD EPYC 7513 и Intel Xeon Gold 6146.

Таблица 1 – Конфигурации исследуемых систем

Система	Процессор	Оперативная память	Накопитель	Видеокарта
Десктоп № 1	i9-14900K	4x32 GB DDR5	SSD NVME 1 ТБ	Nvidia Quadro P1000 4 GB
Десктоп № 2	9950X	2x64 GB DDR5	SSD NVMe 1 ТБ	RTX A2000 16 GB
Сервер № 1	2x AMD EPYC 7513	16x32 GB DDR5	SSD NVMe 2 ТБ	Nvidia Quadro P1000 4 GB
Сервер № 2	2x Intel® Xeon® Gold 6146	8x32 GB DDR5	SSD NVMe 1 ТБ	RTX 4000

Результаты исследования. Гидрогазодинамика (ANSYS FLUENT):

В табл. 2 приведены временные характеристики расчета стационарного течения в трубе с использованием ANSYS FLUENT.

Таблица 2 – Время расчета и загрузка оборудования

Платформа	Время расчета, секунд	Использование памяти, %	Загрузка CPU, %
Десктоп № 1	23m 24s	20	100
Десктоп № 2	14m 35s	20	100
Сервер № 1	12m 17s	8	100
Сервер № 2	14m 44s	10	100

Наименьшее время достигнуто на сервере № 1 (12 мин 17 с), что объясняется большим числом ядер (64 потока) и эффективным распараллеливанием решателя ANSYS FLUENT. Десктоп №2 также показал хороший результат благодаря высокой тактовой частоте и 32 потокам. Интересно, что сервер № 2, несмотря на большее количество потоков, уступил десктопу № 2, связано это с более старой архитектурой серверного решения, а также более низкой тактовой частотой.

2. Явный анализ в LS-DYNA (SMP и MPP):

В табл. 3 представлены результаты расчета динамической задачи (удар) в LS-DYNA с использованием двух режимов параллельных вычислений.

Таблица 3 – Время расчета и загрузка оборудования

Платформа	Режим	Время расчета, минут	Использование памяти, %	Загрузка CPU, %
Десктоп № 1	SMP	215	20	25
Десктоп № 1	MPP	123	20	100
Десктоп № 2	SMP	146	20	25
Десктоп № 2	MPP	93	20	100
Серверная № 1	SMP	333	5	12,5
Серверная № 1	MPP	34	5	100
Серверная № 2	SMP	354	10	17
Серверная № 2	MPP	72	10	50

В режиме SMP, где все потоки используют общую память, десктопы значительно опережают серверы благодаря высокой частоте каждого ядра. Однако загрузка CPU серверных решений остается неполной (25 %), что указывает на недостаточную масштабируемость задачи в этом режиме, однако это оставляет окно возможностей для дополнительной загрузки системы, например выполнение 2–3 расчетов одновременно, подготовка моделей и т. д. При переходе на MPP (распределенная память) серверы показывают резкое ускорение: сервер № 1 выполняет расчет всего за 34 минуты, что почти втрое быстрее лучшего десктопа в MPP. Сервер № 2 уступает из-за меньшего количества потоков.

3. Статический расчет в ANSYS STATIC STRUCTURAL (350 шагов):

Табл. 4 содержит результаты для многошагового статического анализа.

Таблица 4 – Время расчета и загрузка оборудования

Платформа	Время расчета, минут	Использование памяти, %	Загрузка CPU (%)
Десктоп № 1	132	15	25
Десктоп № 2	89	15	31
Сервер № 1	173	4,9	12,5
Сервер № 2	175	7,8	17

Десктоп № 2 выполняет расчет быстрее всех (89 мин), что на 30–35 % быстрее серверных аналогов. Загрузка CPU на десктопах достигает 25–31 %, тогда как серверы загружены всего на 12–17 %. Это свидетельствует о том, что задача плохо масштабируется на большое число ядер (эффективно используется не более 8–10 потоков), поэтому высокая тактовая частота десктопов дает им преимущество.

1. Статический расчет с нелинейностями в ANSYS STATIC STRUCTURAL:
В табл. 5 приведены результаты для задачи с контактной нелинейностью.

Таблица 5 – Время расчета и загрузка оборудования

Платформа	Время расчета, минут	Использование памяти, %	Загрузка CPU (%)
Десктоп № 1	166	71	25
Десктоп № 2	132	82	31
Сервер № 1	253	29	12,5
Сервер № 2	282	44	18

Вновь десктопы показывают лучшее время (132 мин у № 2 против 253 мин у лучшего сервера). Однако обращает на себя внимание высокое потребление оперативной памяти на десктопах (71–82 %), тогда как серверы используют лишь 29–44 % доступной ОЗУ. Это говорит о том, что для нелинейных расчетов с большими моделями десктопы могут упираться в лимит памяти, что делает серверные системы предпочтительными при работе с моделями, требующими свыше 64–128 ГБ ОЗУ.

Оценка производительности. Для оценки быстродействия систем был введен коэффициент производительности V , рассчитываемый как отношение количества секунд в сутках t_c (86 400) к суммарному времени выполнения всех четырех задач t_R (каждая задача считается один раз):

$$V = \frac{t_c}{t_R},$$

где V – коэффициент производительности системы, t_c – время в одних сутках, с, $t_c = 86\,400$, t_R – время, затраченное на выполнение всех расчетов по 1 разу, с.

$$t_{\text{в}} = t_1 + \dots + t_n,$$

где $t_{\text{в}}$ – время, затраченное на выполнение всех расчетов по 1 разу, с, t_1 – время, затраченное на выполнение 1 расчета, t_n – время, затраченное на выполнение n расчета.

Чем больше V , тем больше задач система способна решить за сутки. Результаты представлены на рис. 4. Наибольшее значение V достигнуто на десктопе № 2 (~3), далее следуют десктоп № 1 (~2,2) и серверы (1,6–1,8). Таким образом, по совокупности всех тестов десктопные системы оказались производительнее, хотя сервер № 1 показал лучший результат в задаче *ANSYS FLUENT* и *LS-DYNA MPP*.

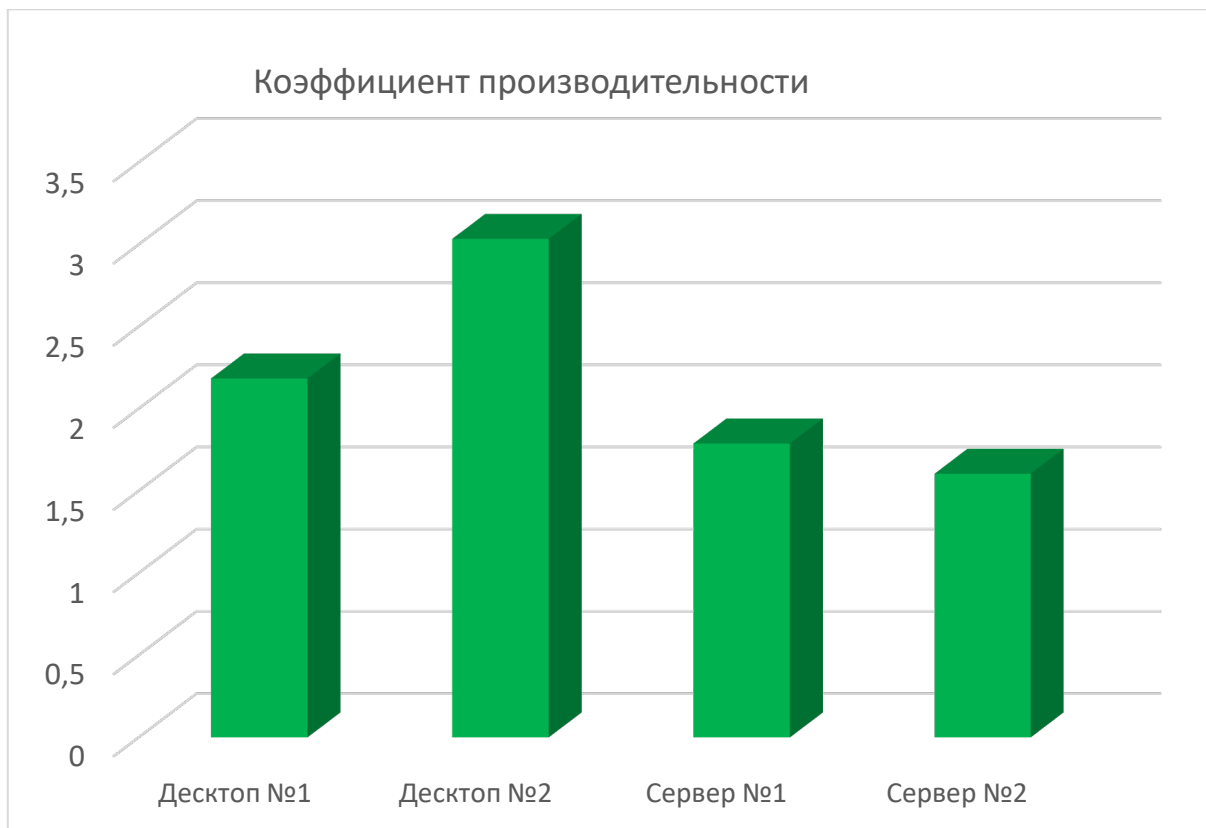


Рис. 4. Производительность систем

Экономическая оценка. Помимо производительности, важным фактором является стоимость оборудования. В табл. 6 приведены ориентировочные цены (в долларах США) на компоненты для сборки типичной серверной и десктопной системы по состоянию на август 2025 г. (данные интернет-магазинов).

Соотношение цен серверной и десктопной систем составляет примерно 2,5 : 1 в пользу десктопа. Таким образом, за стоимость одного сервера можно приобрести 2,5 десктопа, что при одинаковой или даже более высокой совокупной производительности десктопов делает их экономически более выгодными для многих организаций.

Таблица 6 – Оценка средней стоимости серверной и десктопной системы

Компонент	Сервер		Десктоп	
	Наименование	Цена, \$	Наименование	Цена, \$
Процессор	Intel Xeon Gold 32 ядра 64 потока	1 700	Intel Core i9	500
Материнская плата	LGA4677	1 500	LGA 1700	270
Оперативная память	8 x 64 GB DDR5	2 650	2x64 GB DDR5	600
Видеокарта	Nvidia RTX 16 GB	625	Nvidia RTX 16 GB	625
Остальное оборудование	–	1 000	–	1000
Итого:		7 475		2995

Примечание: *по данным интернет-магазинов на момент исследования, август 2025 [9; 10]

Закключение:

Проведенное исследование позволяет сделать следующие выводы:

1. Для задач, хорошо работающих с большим числом ядер (гидрогазодинамика, явная динамика в режиме MPP), серверные системы с обеспечивают наилучшую производительность. Сервер № 1 показал минимальное время в ANSYS FLUENT и LS-DYNA MPP.

2. Для задач с ограниченной масштабируемостью (статический линейный и нелинейный анализ в ANSYS MECHANICAL) десктопы с высокочастотными процессорами существенно быстрее серверов. Преимущество может достигать 30–50 % при значительно меньшей стоимости.

3. Объем оперативной памяти часто становится критическим фактором при нелинейных расчетах. Серверные платформы позволяют устанавливать до 2 ТБ ОЗУ, что критически важно при работе с крупными моделями. В тестах десктопы использовали 70–80 % доступной памяти, что потенциально может привести к ограничениям при реальной работе.

4. Архитектурные особенности процессоров влияют на производительность. Система на AMD Ryzen 9 9950X (16 полноценных ядер) в большинстве тестов опережала Intel Core i9-14900K (гибридная архитектура с 8 производительными и 16 энергоэффективными ядрами [11]). Кроме того, у Intel наблюдался сбрасывание рабочих частот при длительной нагрузке из-за перегрева, тогда как система на базе AMD работала стабильно.

Рекомендации по выбору аппаратного обеспечения:

1. Для ресурсоемких многопоточных расчетов (FLUENT, LS-DYNA MPP), а также при необходимости работы с моделями, требующими более 128 ГБ ОЗУ, целесообразно применять серверные платформы.

2. Для стандартных прочностных расчетов, предварительного моделирования и задач, плохо работающих с большим числом ядер оптимальным

выбором являются десктопы с высокочастотными процессорами и достаточным объемом памяти (от 128 ГБ).

3. Гибридный подход – использование десктопов для повседневных задач и сервера для финальных «тяжелых» расчетов – позволяет сбалансировать затраты и производительность.

4. Организация удаленного доступа к серверу для нескольких пользователей может снизить общую стоимость оснащения рабочих мест, при совместном использовании дорогих компонентов системы, например графической карты, большого объема оперативной памяти.

Внедрение современных технологий и регулярное обновление парка вычислительной техники, с учетом специфики решаемых задач, позволит существенно повысить производительность инженерных расчетов и сократить время вывода продукции на рынок.

ЛИТЕРАТУРА

1. Басов, К. А. ANSYS: справочник пользователя / К. А. Басов. – М. : ДМК Пресс, 2005. – 640 с.
2. Каплун, А. Б. ANSYS в руках инженера: Практическое руководство / А. Б. Каплун, Е. М. Морозов, М. А. Олферьева. – изд. 2-е, испр. – М. : Едиториал УРСС, 2004. – 272 с.
3. LS-DYNA руководство пользователя части 1,2,3 // Livermore Software Technology Corporation. – URL: <https://lsdyna.ansys.com/manuals> (дата обращения: 27.10.2025).
4. Platform support and recommendations // ANSYS. – URL: <https://www.ansys.com/it-solutions/platform-support> (date of access: 25.07.2025).
5. Ansys mechanical benchmarks // ANSYS. – URL: [www. https://www.ansys.com/it-solutions/benchmarks-overview/benchmark-mechanical](https://www.ansys.com/it-solutions/benchmarks-overview/benchmark-mechanical) (date of access: 25.08.2025).
6. Десктопное железо в серверах: преимущества, особенности работы и сравнение с enterprise // Хабр. – URL: <https://habr.com/ru/companies/selectel/articles/651377/> (дата обращения: 25.08.2025).
7. Отличия серверных процессоров от десктопных // ServerFlow. – URL: <https://serverflow.ru/blog/stati/otlichiya-servernykh-protssessorov-ot-desktopnykh> (дата обращения: 25.08.2025).
8. Workstation vs server for Ansys engineering simulations? // Exxact. – URL: <https://www.exxactcorp.com/blog/engineering-mpd/workstation-or-server-for-engineering-simulations> (date of access: 23.07.2025).
9. Intel® Core™ i9 processor 14900 36M Cache, up to 6.00 GHz // Intel. – URL: <https://www.intel.com/content/www/us/en/products/sku/236773/intel-core-i9-processor-14900k-36m-cache-up-to-6-00-ghz/specifications.html> (date of access: 25.08.2025).
10. NVIDIA RTX 2000 Ada Generation // NVIDIA. – URL: <https://marketplace.nvidia.com/en-us/enterprise/laptops-workstations/nvidia-rtx-2000-ada-generation> (date of access: 25.08.2025).
11. AMD Ryzen™ 9 9950X // AMD. – URL: <https://www.amd.com/en/products/processors/desktops/ryzen/9000series/amd-ryzen-9-9950x.html> (date of access: 25.08.2025).

Поступила 19.02.2026

МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА

УДК 539.3.677.021

Абдусаттаров А.¹, Василевич Ю. В.², Матназаров Ю. О.³

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМАЦИОННЫХ И ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК БАЗАЛЬТОВЫХ НИТЕЙ И КОНСТРУКЦИОННЫХ ТКАНЕЙ Т-13 ПРИ РАСТЯЖЕНИИ

1. *Ташкентский государственный транспортный университет,
Ташкент, Узбекистан*
2. *Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*
3. *Ташкентский институт текстильной и легкой промышленности,
Ташкент, Узбекистан*

На основе проведенных экспериментальных исследований определены основные параметры, описывающие процессы деформирования и прочностные свойства конструкционных нитей и тканей. В ходе экспериментов изучены закономерности изменения физико-механических характеристик материалов под действием силы натяжения, а также определены значения разрывной нагрузки и относительного удлинения при разрыве. Проведен сравнительный анализ деформационных свойств базальтовых нитей (БЗ-132, 150 текс) и конструкционных тканей Т-13. Показано, что характер деформирования нитей и тканей носит выраженно нелинейный характер, обусловленный структурными преобразованиями и взаимным смещением волокон при нагружении. Полученные результаты позволяют понять механизмы формирования прочности и деформационного поведения нитей и тканей для дальнейшего моделирования и прогнозирования эксплуатационных свойств текстильных материалов и изделий.

Введение. Теоретические и экспериментальные исследования деформационных и прочностных характеристик полимерных и композиционных материалов, разработка расчетных моделей и методик с учетом структурных изменений, а также прогнозирование эксплуатационных свойств текстильных конструкционных материалов являются актуальной научно-технической задачей.

В работах [1; 2] отмечена исключительная важность анализа причин обрыва и разрушения текстильных материалов в процессе переработки. Развивающийся во времени феноменологический процесс разрушения рассматривается как некоторый процесс накопления повреждений и различных де-

фектов. Применяя модели длительной прочности В. В. Москвитина разработаны теоретические основы переработки нитей и тканей с учетом вязкоупругих свойств и повреждаемости материалов. Представлен обширный экспериментальный материал по ползучести и релаксации различных текстильных материалов.

На основе проведенных экспериментальных исследований в работах [3–4] определены основные параметры процессов деформирования и прочности текстильных материалов – хлопковой нити и пряжи. Выявлены изменения модуля деформаций с различными линейными плотностями. На основе использования модели структурно-линейного вязкоупругого тела предложен физически нелинейный закон деформирования нитей и пряжи при растяжении. Проанализированы методы расчета прочности хлопковых пряж при растягивающих нагрузках по формулам, полученным на основе закона нелинейного деформирования, а также результаты экспериментальных и теоретических исследований деформирования хлопковых пряж с различными линейными плотностями при растяжении.

В работах [5–7] приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований по оптимизации механических свойств тканых композиционных материалов и проектированию изделий из тканей с учетом заданных свойств. Описаны методы и результаты испытаний по оценке механических свойств армированных композиционных тканей. По определению, полимер – волокнистая композиционная среда, находящаяся в неотвержденном состоянии, называется препрегов. Одно из основных свойств препрегов это возможность неупругого сдвига со скольжением между собой нитей армирующего материала при нагружении. Разработан метод расчета изделий из композита, состоящего из однонаправленных армированных нитей и эпоксидной смолы на основе расчетов приведенных механических характеристик, включающих определение удельной нагрузки, коэффициента температурного линейного удлинения и предела прочности. Отмечено, что современные текстильные композиционные материалы обладают не только широким спектром свойств, отличающих их от традиционных материалов, но и способностью к направленному изменению этих свойств в соответствии с назначением конструкции. В настоящее время достигнуты значительные успехи в создании композиционных материалов с желаемым комплексом свойств [7]. Особенный интерес к себе привлекают конструкционные текстильные материалы в виде ориентированных волокнистых композитов [8–10].

В работах [11–12] приведены методы испытаний, используемых при формировании тканых композиционных материалов. Для исследования были рассмотрены два вида материала: углеродный/эпоксидный препрег-композит из атласного плетения и стекло/полипропиленовый термопластичный композит из саржевого плетения. Приведены эксперименты, направленный на определение плоскостных сдвиговых свойств текстильных композиционных арматур. При этом тест-анализ основан на двух предположениях: нерастяжимость волокон и вращение в поперечных сечениях

пряжи без скольжения. В работе [13] исследуется производство и характеристика базальтовых непрерывных волокон (БНВ) с различным содержанием оксидов, полученных из модифицированных базальтовых стекол. Основное внимание уделено к анализу и оценке механических свойств после низкотемпературной обработки.

В работах [14–16] приведен обширный экспериментальный материал по изучению свойств ползучести и релаксации для различных текстильных материалов. Для оценки напряженно – деформированного состояния нитей использованы линейно – вязкоупругие соотношения и критерий длительной прочности. Вычислены параметры из опытов по определению разрушения нитей и коэффициентов повреждаемости при различных нагрузках и времени. При определении параметров функции влияния используется трехпараметрическое ядро Ржаницына-Колтунова. Отмечается, что вязкоупругие параметры и модуль упругости нитей определяют поведение нитей основы и утка в различных зонах ткацкого станка. Развита линейные и нелинейные законы деформирования текстильных нитей и на их основе предложены алгоритмы определения и оценки прочностных характеристик текстильных материалов. Разработана компьютерная технология для моделирования физико-механических свойств текстильных материалов сложного строения и с учетом влияния температуры.

В [17] разработаны основы проектирования текстильных нитей и полотен, позволяющие прогнозировать их структуру и свойства путем направленного воздействия на технологический процесс, проанализированы топологические характеристики различных переходов текстиля. Экспериментально исследован характер изменения исходных свойств нитей и пряжи в технологическом процессе.

В работах [18–23] рассмотрены моделирование процессов деформирования и длительной прочности текстильных композитных материалов – нитей и тканей с учетом наследственных свойств и повреждаемости. Приведены модели уравнения состояния текстильных нитей на основе дифференциальных соотношений между напряжениями и деформациями. При этом считается, что коэффициенты уравнения являются функциями деформации или повреждений. Для определения деформационных свойств стеклотканей и базальтовой пряжи, проведены эксперименты на современной разрывной установки «STATIMAT» и «WDW-5E».

Из обзора следует, при исследовании процессов переработки нитей и конструкционных тканей очень важно определение уравнений состояний и деформационных свойств с учетом структуры текстильных материалов из эксперимента для анализа и проектировании технологических процессов. Данная статья посвящена этому вопросу.

Уравнения состояния при растяжении. На основе анализа механических моделей вязкоупругих тел для описания уравнения состояния хлопковой пряжи при растяжении до обрыва в работе [3] предложена обобщенный модель деформирования:

$$\frac{d\sigma}{E_D(\varepsilon)dt} + \mu(\varepsilon)\frac{\sigma}{E_S(\varepsilon)} = \frac{d\varepsilon}{dt} + \mu(\varepsilon)\varepsilon. \quad (1)$$

где $E_S(\varepsilon)$ и $E_D(\varepsilon)$ – соответственно переменные модули статического и динамического деформирования материала; $\mu(\varepsilon)$ – переменный параметр объемной вязкости материала. При конкретных значениях ε функции $E_S(\varepsilon)$, $E_D(\varepsilon)$, $\mu(\varepsilon)$ считаются известными из эксперимента, а также предполагается, что $d\varepsilon/dt = \text{const}$. Для этого случая решение уравнения (1) представлено в виде:

$$\sigma = E_S(\varepsilon)\left(\frac{d\varepsilon}{dt} + \mu(\varepsilon)\varepsilon\right)\frac{1 - e^{-\mu(\varepsilon)\eta t}}{\mu(\varepsilon)}. \quad (2)$$

Предположим, что коэффициенты уравнения (1) являются функциями накопленных повреждений, т. е. коэффициенты E_S , E_D , μ или η являются функциями степени поврежденности материала. Перепишем для этого случая уравнение (1):

$$\frac{d\sigma}{E_D(\omega)dt} + \mu(\omega)\frac{\sigma}{E_S(\omega)} = \frac{d\varepsilon}{dt} + \mu(\omega)\varepsilon. \quad (3)$$

Считаем, что параметры $E_D(\omega)$, $E_S(\omega)$ и $\mu(\omega)$ также известны из эксперимента. Решения уравнение (3) можно представить в виде (2). Согласно теории длительной прочности [24], значения повреждаемости ω определяется из следующего соотношения

$$\omega(x_\alpha, t) = \frac{1+m}{B^{m+1}} \int_0^t (t-\tau)^m \varepsilon^{\alpha(1+m)}(\tau) d\tau. \quad (4)$$

В частности, при $\varepsilon = \varepsilon_0 = \text{const}$ из (4) получим следующее выражение для функции повреждаемости:

$$\omega(t) = \frac{t^{m+1} \varepsilon_0^{(1+m)\alpha}}{B^{1+m}}, \quad (5)$$

а при постоянной скорости деформации $\varepsilon = \dot{\varepsilon} \cdot t$,

$$\omega(t) = \frac{1+m}{B^{1+m}} t^{m+1} \dot{\varepsilon}^{\alpha(1+m)} \frac{\Gamma(1+m)\Gamma(1+\beta)}{\Gamma(2+m+\beta)}, \quad (6)$$

где $\Gamma(t)$ – гамма функция; α , β , B и m - параметры повреждаемости, определяются из эксперимента [9].

Результаты экспериментальных исследований механических и прочностных характеристик конструкционных нитей и тканей.

Прогнозирование физико – механических свойств тканых композитных материалов и проектирование тканей под заданным свойствам на основе экспериментов весьма важно для их применения в современной инновационной технологии. Анализ и варьирование структуры нитей и ткани – эффективный путь оптимизации деформационных и прочностных свойств изделий из текстильного композиционного материала.

В качестве иллюстрации в табл. 1–2 приведены физико – механические характеристики для различных материалов – конструкционных нитей и тканей Т-10, 11, 13 и базальтовых нитей 132, 150 из эксперимента (ГОСТ 19170-2001).

Таблица 1 – Физико – механические показатели стеклонитей и тканей Т-10, 11, 13

Марка ткани	Тип переплетения	Количество нитей на 10 см, шт		Масса на единицу площади, г/м ²	Толщина, мм	Разрывная нагрузка, Н (кгс), не менее	
		основа	уток			основа	уток
Т-10	сатин 8/3	360 + 10	200 ± 10	290 ± 5 %	0,23 ± 15 %	2 940 (300)	1 568 (160)
Т-11	сатин 8/3 или сатин 5/3	220 + 10	130 ± 10	385 ± 5 %	0,30 ± 15 %	2 744 (280)	1 568 (160)
Т-13	полотняное	160 + 10	100 ± 10	285 ± 5 %	0,27 ± 15 %	1 764 (180)	1 176 (120)

Таблица 2 – Физико–механические характеристики базальтовой нити БЗ-132, 150

Наименование	Линейная плотность, (текс)	Диаметр элементарной нити, (микрон)	Предел прочности на разрыв, (МПа)	Разрывная нагрузка, (Н)	Удлинение при разрыве, (%)	Плотность материала, г/см ³
Базальт-132	132	10–13	2 800–3 200	260–300	2,6–3,0	2,65
Базальт-150	132	9–13	2 800–3 200	300–350	2,5–3,5	2,65

Для определения деформационных свойств конструкционной текстильной пряжи (стеклонить Т-13) и сравнительного анализа проведены опыты на стандартной разрывной установке «STATIMAT». Данная установка работает с помощью специальной компьютерной программы. Результаты испытаний выдаются в виде таблиц и графиков зависимостей растягивающей силы F , от относительной деформации растяжения ϵ и время t . В качестве иллюстрации приведены десять зависимостей растягивающей силы

от относительной деформации $F(\varepsilon)$, полученные для пряжи (Т-13) с линейной плотностью $T = 73,1$ текс. (рис. 1, а). Для других пряжей с различными текстами получены аналогичные кривые вида, изображенные (рис. 1, б)

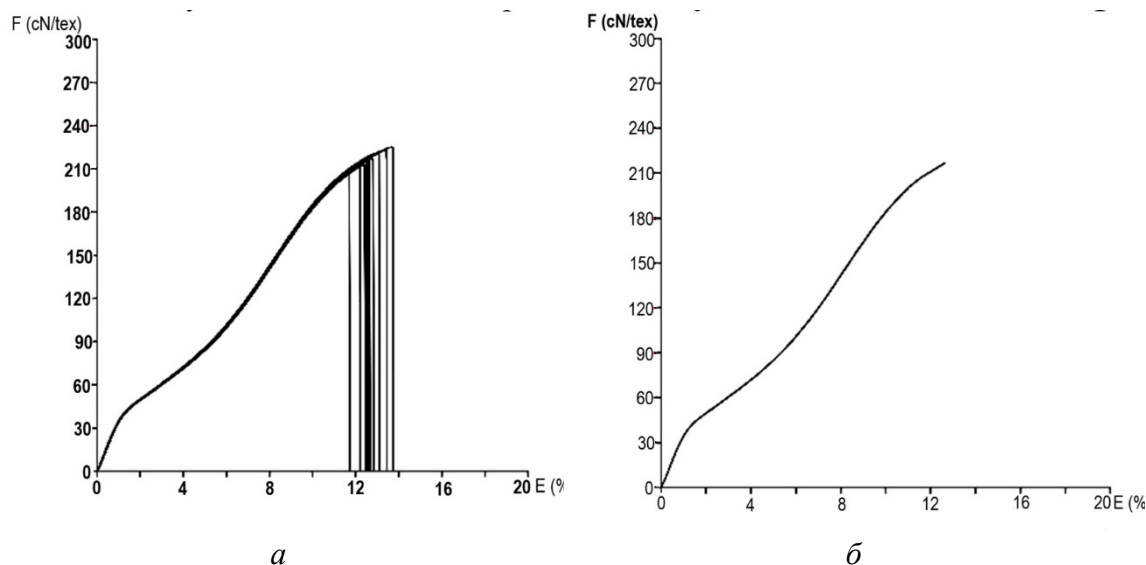


Рис. 1. Экспериментальные зависимости растягивающей силы от деформации:
а – для ткани из стеклонити Т-13 с линейной плотностью 73,1 текс;
б – для аналогичных тканей

В табл. 3 представлены экспериментальные результаты определения максимальных значений параметров F , ε , A и t для конструкционной ткани Т-13 с линейной плотностью пряжи 73,1 текс при скорости натяжения $V_H = 500$ мм/мин, а также при различных скоростях (табл. 4) что позволило на основе проведенного эксперимента оценить ее физико-механические, прочностные и деформационные свойства в заданных условиях эксплуатации.

Как известно, в отличие от одиночной пряжи, текстильные материалы в виде полотен являются двумерными структурами, характеризующимися протяженностью как в продольном, так и в поперечном направлениях. В настоящей работе представлены результаты испытаний текстильных полотен из технического материала Т-13. Результаты экспериментальных данных, приведенных на рис. 2, показывают, что процесс деформирования полотна при растяжении носит нелинейный характер, что обусловлено особенностями его структурного строения и взаимодействием элементов ткани под нагрузкой.

Приведены также, результаты испытаний образцов тканей (Т-13) при растяжении по длине и по поперечному сечению в табл. 5–6.

Таблица 3 – Результаты экспериментальных исследований ткани из стеклонити Т-13

Кол-во испытаний	F , (сН)	σ , сН/tex	ε , (%)	A , (сН · см)	t , (с)
1	4 125,44	56,44	11,55	12 601,24	7,14
2	4 261,42	58,29	12,37	14 022,24	7,58
3	4 307,72	58,92	12,47	14 344,27	7,64
4	4 311,85	58,98	12,51	14 466,53	7,69
5	4 256,07	58,22	12,12	13 578,08	7,47
6	4 378,04	59,89	12,62	14 690,57	7,75
7	4 471,20	61,16	13,41	16 453,21	8,19
8	4 344,06	59,42	12,74	14 991,02	7,86
9	4 499,24	61,54	13,66	16 927,04	8,41
10	4 422,44	60,49	13	15 672,58	8,02

Таблица 4 – Влияние скорости натяжения стеклоткани Т-13 на деформационные характеристики

№	V , (мм/мин)	F_{max} , (сН)	F_{min} , (сН)	ε_{max} , (%)	ε_{min} , (%)	t_{max} , (с)	t_{min} , (с)
1	500	4 499,24	4 125,44	13,66	11,55	8,41	7,14
2	1 000	4 574,70	4249,62	13,51	11,65	4,23	3,57
3	1 500	4 624,65	3 594,63	14,01	9,67	2,91	2,03
4	2 000	4 557,69	4 222,37	13,48	11,49	2,14	1,81
5	2 500	4 624,33	4 289,93	14,25	11,92	1,81	1,54
6	3 000	4 541,57	4 282,25	13,59	12,01	1,43	1,26
7	3 500	4 661,26	4 450,35	14,69	12,27	1,37	1,15

Таблица 5 – Результаты испытаний образцов тканей (Т-13) при растяжении по длине

Кол-во испытаний (№ цвета)	Максимальная мощность, (Н)	Максимальное удлинение силы, (мм)	Напряжение, (МПа)	Сила разрыва, (Н)	Удлинение разрыва, (мм)
1 	1 456,900	6,11	72,845	1 074,30	6,63
2 	1 142,400	5,53	57,120	1 092,60	5,34
3 	976,300	5,20	48,815	976,30	5,20
4 	858,200	4,40	42,910	854,60	4,59

Таблица 6 – Результаты испытаний образцов тканей (Т-13) при растяжении по поперечному сечению

Кол-во испытаний, (№ цвета)	Максимальная мощность, (Н)	Максимальное удлинение силы, (мм)	Напряжение, (МПа)	Сила разрыва, (Н)	Удлинение Разрыва, (мм)
1 	1 061,300	3,94	53,065	948,80	4,11
2 	959,000	3,13	47,950	927,70	2,96
3 	853,200	2,76	42,660	853,20	2,95
4 	842,400	2,73	42,120	842,40	2,73

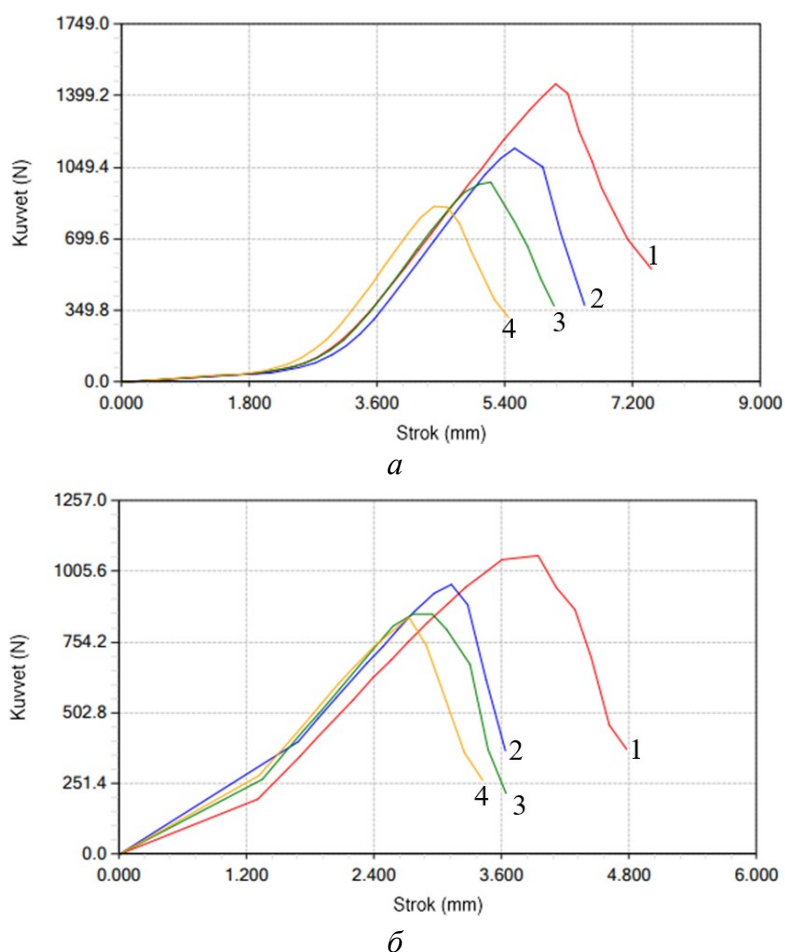


Рис. 2. Экспериментальные зависимости растягивающей силы от деформации для ткани Т-13:
а – по продольному растяжению; *б* – по поперечному растяжению



Рис. 3. Прибор WDW-5E для определения относительной разрывной нагрузки нитей и тканей

Для определения диаграммы растяжения и деформационных свойств базальтовой пряжи (БЗ-132, 150 текс) проведены опыты на современной разрывной установке «WDW-5E». Данная установка находится в лаборатории кафедры «Материаловедения» ТИТЛП и работает с помощью специальной компьютерной программы (рис. 3). По определению разрывная нагрузка нити – это наибольшая сила, которую может выдержать нить при растяжении перед разрывом. Для сравнения разрывной нагрузки нитей различной линейной плотности используют показатель разрывной нагрузки в единицах линейной плотности, выражающий относительную разрывную нагрузку, то есть $N/\text{текс}$.

Удлинение при разрыве (абсолютное) – увеличение длины натянутой нити в момент разрыва, измеряется в мм.

Результаты испытаний выдаются в виде таблиц и графиков зависимостей растягивающей силы F , от относительной деформации растяжения ε и время t . В качестве иллюстрации приведены 5 зависимостей растягивающей силы от деформации $F(\varepsilon)$, полученные для базальтовой пряжи с линейной плотностью $T = 132$ текс. (рис. 4). Нелинейность зависимостей $F(\varepsilon)$ (рис. 4, а, б) очевидно связана с изменением структуры базальтовой пряжи при растяжении. В процессе растяжения природной базальтовой пряжи происходит сложное структурное преобразование, обусловленное взаимными относительными смещениями волокон.

Именно этот процесс в первую очередь определяет характер изменения зависимости $F(\varepsilon)$, то есть закономерности деформации базальтовой пряжи.

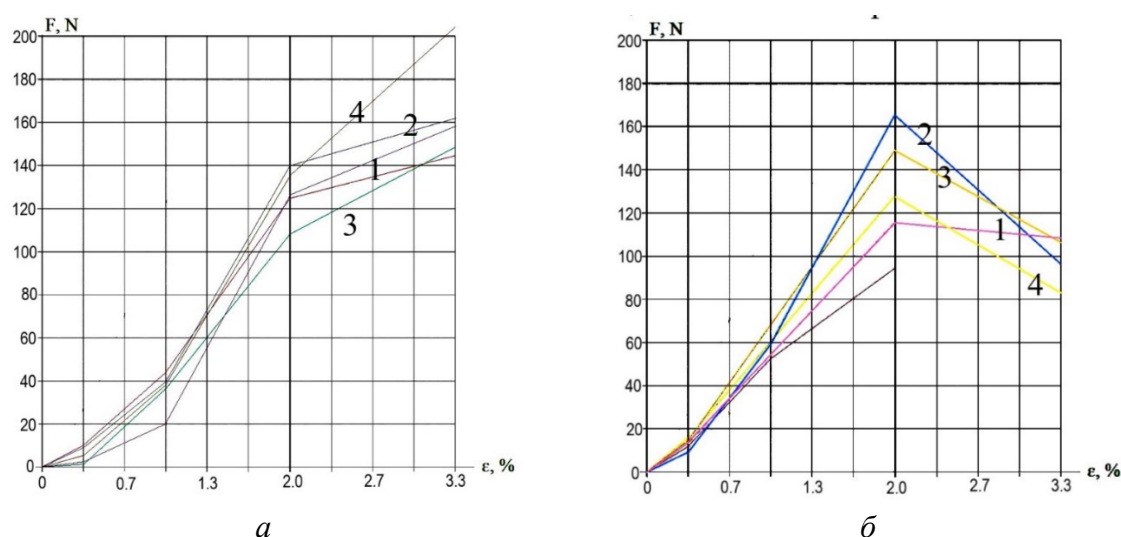


Рис. 4. Экспериментальные зависимости растягивающей силы от деформации для базальтовой пряжи:
а – материал с линейной плотностью $T = 132$ текс;
б – материал с линейной плотностью $T = 150$ текс

Таблица 7 – Значения растягивающей силы, относительной деформации и напряжения нитей

Материал БЗ-132 Текс										
№	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$F_{\max} (N)$	144,1	149,5	158,6	161,9	203,6	149,9	164,9	128	118	91,8
$\varepsilon_{\max} (\%)$	3,3	3,3	3,3	3,3	3,3	2	2	2	2	2
$\sigma_{\max} (N/\text{текс})$	1,09	1,13	1,20	1,22	1,54	1,13	1,24	0,96	0,89	0,69
Материал БЗ-150 Текс										
№	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$F_{\max} (N)$	221,2	201,6	197,8	183,4	180,2	163,6	183,4	163,9	162,6	151,8
$\varepsilon_{\max} (\%)$	3,3	3,3	3,3	3,3	3,3	3,3	2	2	2	2
$\sigma_{\max} (N/\text{текс})$	1,47	1,34	1,31	1,22	1,20	1,09	1,22	1,09	1,08	1,01

Как отметили выше, в ряде исследованиях экспериментально определены вязкоупругие параметры и коэффициенты ядра для натуральных и ряда химических текстильных нитей на основе критерия длительной прочности. Для оценки напряженно-деформированного состояния нитей на ткацком станке использованы линейно – вязкоупругие соотношения и критерий длительной прочности [14–16]. Вычислены параметры α , β и m из опытов по критерию разрушения нитей и тканей, а также степень поврежденности материалов при переменных нагрузках и времени [25].

Выводы. На основе проведенных экспериментальных исследований были определены основные параметры, описывающие процессы деформирования и прочностные свойства конструкционных нитей и тканей. В ходе экспериментов изучены закономерности изменения физико-механических характеристик материалов под действием силы натяжения, а также определены значения разрывной нагрузки и относительного удлинения при разрыве. Проведен сравнительный анализ деформационных свойств базальтовых нитей (БЗ-132, 150 текс) и конструкционных тканей Т-13. Показано, что характер деформирования нитей и тканей носит выражено нелинейный характер, обусловленный структурными преобразованиями и взаимным смещением волокон при нагружении. Полученные результаты позволяет понять механизмы формирования прочности и деформационного поведения нитей и тканей для дальнейшего моделирования и прогнозирования эксплуатационных свойств текстильных материалов и изделий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Щербаков, В. П. Основы деформирования и прочности текстильных материалов / В. П. Щербаков, Н. С. Скурланова. – М. : МГТУ имени А.Н. Косыгина, 2008, – 332 с.
2. Morton, W. E. Physical properties of textile fibers / W. E. Morton, J. W. S. Hearly. – 4th ed. – Cambridge : Woodhead Publishing Limited, 2008. – 765 p.
3. Султанов, К. С. Структурная прочность текстильных нитей / К. С. Султанов, С. И. Исмаилова. – Ташкент : ФАН, 2017. – 256 с.
4. Мардонов, Б. М. О законах деформирования текстильной нити (пряжи) с учетом ее структурного изменения / Б. М. Мардонов, К. Г. Гафуров // Проблемы текстиля : – 2011. – № 2. – С. 32–42.
5. Механика препрегов – расчет изделий из армированных композиционных материалов: в 2 ч. / Ю. В. Василевич, К. А. Горелый, В. М. Сахоненко [и др.]. – Мн. : БНТУ, 2016. – 2 ч.
6. Теоретические и экспериментальные исследования по определению неупругой составляющей сжатия ткани Т-13 / Ю. В. Василевич, В. М. Сахоненко, С. В. Сахоненко [и др.]. // Механика машин, механизмов и материалов. – № 4 (17). – С. 63–65.
7. Метод расчета прочностных и деформационных характеристик изделий из композита, состоящего из однонаправленных армированных нитей и эпоксидного связующего / Ю. В. Василевич, С. В. Сахоненко, Е. Ю. Неумержицкая [и др.]. // Международный научно-технический журнал «Теоретическая и прикладная механика». – 2025. – Вып. 40. – С. 40–46.
8. Абдусаттаров, А. Анализ деформационных свойств текстильных композитных материалов – препрегов / А. Абдусаттаров, Ю. В. Василевич, А. Мурадов // Журнал «Композиционные материалы». – 2024. – № 4. – С. 281–285.

9. Модели уравнения состояния и длительной прочности текстильных материалов с учетом накопленных повреждений / А. Абдусаттаров, Ю. В. Василевич, А. Д. Даминов [и др.]. // Международный научно-технический журнал «Теоретическая и прикладная механика». – Мн. : 2025. – Вып. 40. – С. 52–65.
10. Тканые конструкционные композиты. / Под ред.: Т.-В. Чу, Ф. Ко. – М. : Мир, 1991. – 432 с.
11. Harrison, P. Shear characterisation of viscous woven textile composites: a comparison between picture frame and bias extension experiments / P. Harrison, M. J. Clifford, A. C. Long [et al.] // Composites Science and Technology. – 2004. – P. 1453–1465.
12. The bias-extension test for the analysis of in-plane shear properties of textile composite reinforcements and prepregs: a review / P. Boisse, N. Hamila, E. Guzman-Maldonado [et al.]. // International Journal of Material Forming. – 2017. – № 10(4). – P. 473–492.
13. Basalt Fiber Mechanical Properties After Low-Temperature Treatment / S. I. Gutnikov, E. S. Zhukovskaya, S. S. Popov [et al.]. // Treatment. Textiles. – 2025. – № 5. – P. 32. – DOI: <https://doi.org/10.3390/textiles5030032>
14. Макаров, А. Г. Прогнозирование деформационных процессов в текстильных материалах / А. Г. Макаров – СПб. : СПГУТД, 2002. – 220 с.
15. Поликарпов, А. В. Разработка метода проектирования тканей из арамидной пряжи: дис... канд. техн. наук / Поликарпов Александр Вячеславович. – М., 2005. – 159 с.
16. Методы и средства исследования технологических процессов в ткачестве / С. Д. Николаев, А. А. Мартынова [и др.]. – М. : МГТУ, 2003. – 470 с.
17. Даминов, А. Д. Основы прогнозирования структуры и проектирования текстильных полотен : автореферат докт. ... тех. наук / Даминов Аскарвали – Ташкент, 2006. – 42 с.
18. Structural analysis of structural tissues and hereditary properties, taking into account the damage of threads / A. Abdusattarov, A. D. Daminov, Yu. O. Matnazarov [et al.]. // International Journal of Advanced Research in Science, Engineering and Technology. – Vol. 11. – Issue 8.
19. Prediction of the Structure of Textile Materials and Deformation Properties of Prepregs / A. Abdusattarov, A. Daminov, Y. Vasilyevich [et al.]. // International Conference “Advanced Mechanics: Structure, Materials, Tribology” AIP Conf. – 2025. – Proc. 3177, 070002-1–070002-8. – DOI: <https://doi.org/10.1063/5.0295389>.
20. Абдусаттаров, А. К определению повреждаемости и длительной прочности нитей и тканей с учетом вязкоупругих свойств / А. Абдусаттаров, Б. Боймуротов, А. Мурадов // Узбекский текстильный журнал. – 2022. – № 3. – С. 40–48.
21. Анализ структуры конструкционных тканей и деформационных свойств препрегов / А. Абдусаттаров, Ю. В. Василевич, А. Д. Даминов [и др.]. // Узбекский текстильный журнал. – 2024. – № 3. – С. 54–63.
22. Структурный анализ конструкционных тканей и исследование наследственных свойств нитей с учетом повреждаемости / А. Д. Даминов, А. Абдусаттаров, Ю. О. Матназаров [и др.]. // Узбекский текстильный журнал. – 2024. – № 4. – С. 92–100.
23. Абдусаттаров, А. К моделированию деформационных свойств и длительной прочности текстильных материалов с учетом накопленных повреждений / А. Абдусаттаров, А. Д. Даминов, Ю. О. Матназаров // Узбекский текстильный журнал. – 2025. – № 3. – С. 70–79.
24. Москвитин, В. В. Сопротивление вязкоупругих материалов / В. В. Москвитин. – М. : «URSS», 2019. – 328 с.
25. Абдусаттаров, А. Прикладные задачи механики деформируемого твердого тела при переменных нагрузках / А. Абдусаттаров, Г. Ф. Пирназаров. – Ташкент : ТГТУ, «Транспорт», 2025. – 221 с.

Поступила 06.04.2026

Довнар С. С., Яцкевич О. К., Шах В. Э., Лапука А. Д., Мбеде П. В.

МКЭ-АНАЛИЗ УНРС-УСИЛЕНИЯ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ ВЕРТИКАЛЬНО-ТОКАРНОГО СТАНКА ДЛЯ ОБРАБОТКИ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

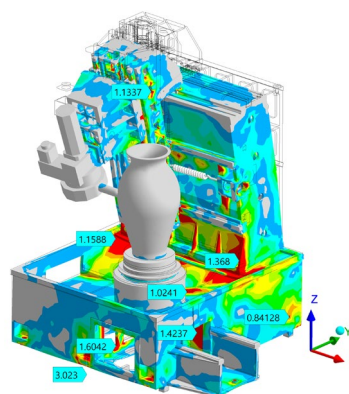
Белорусский национальный технический университет

Выполнен МКЭ-анализ вертикально-токарного станка для субтрактивной (лезвийно-фрезерной) обработки изделий из технической керамики, представляющих собой тонкостенные детали (кольца, втулки), а также деталей с керамическими покрытиями, нанесенными на металлическую основу. Выявлена определенная структурная разобщенность бабки шпиндельного узла и остальной части станины. Послойно проанализировано деформирование стека структурных деталей в инструментальной ветке несущей системы. Смоделировано заполнение кессонов станины и стены бетоном УНРС. Эта мера существенно поднимает (с 30,1 Гц до 55,23 Гц) главную резонансную моду станка и подавляет динамические раскачки. УНРС-бетонирование рекомендовано для повышения статической жесткости и виброустойчивости станка при условии создания жесткой системы внутреннего оребрения в каретке и суппорте.

Область исследования. В области субтрактивной обработки (обработки с удалением материала в виде стружки) быстро развивающимся сегментом является обработка субтильных керамических (металлокерамических) оболочек (КОБ), к которым могут быть отнесены изделия из технической керамики в виде тонкостенных деталей (кольца, втулки), а также детали типа валов, роликов, втулок с керамическими покрытиями, нанесенными на металлическую основу.



а



б

Рис. 1. Вертикально-токарный станок на сборке (*а* – левое исполнение) и картина эквивалентных напряжений σ_e (МПа) в нем под собственным весом (*б* – правое исполнение; МКЭ-расчет; $\times 3\,500$)

Данное исследование касается обработки керамических оболочек в форме тел вращения. Объектом исследования является обычный серийный вертикально-токарный станок типовой компоновки (рис. 1 *а, б*). Для обработки КОБ статическая жесткость и вибростойкость станка должны быть существенно увеличены от среднего уровня. Станок подлежит модернизации в рамках белорусско-китайского инженерного сотрудничества. Первым шагом для этого является МКЭ-анализ [1] несущей системы станка (НСС).

Инструмент *I* на 3D-модели станка (рис. 2, *а*) может быть резцом или концевой фрезой. Обрабатываемая керамическая оболочка *2*, изображенная на рисунке в виде абстрактной детали, находится в патроне на шпиндельном узле SU (ШУ) станка. Внутри КОБ может находиться поддерживающая деталь или среда *3* (поддержка – *holder*), заполняющая внутреннюю полость. В настоящей работе для обобщенности керамическая оболочка выполнена в форме амфоры (высотой 960 мм и диаметром $\varnothing$ 550 мм), а ее поддержка – в виде монолитного наполнителя (условного льда) объемом 102 л.

Инструмент подвижен по горизонтальной оси *X* благодаря суппорту *Sp*, перемещающемуся с помощью рельс *R* (*RX*) по стене *W*. Стена базируется на станине *B*. Инструмент способен также перемещаться вертикально по оси *Z* вследствие наличия на суппорте каретки *C*. Инструмент связан с кареткой через револьверную головку *T* и ее бабку *TH*. Степеням свободы станка по *X, Z* соответствуют рельсы *RX, RY* (рис. 2, *б*).

Крупные *СД* являются отливками с развитой системой внутреннего оребрения. В сечении на рис. 2, *б* видно, что ребра образуют внутри станины *B* пустотелые отсеки – кессоны *Cais*. Точно также из кессонов сложена стена *W* (рис. 3).

Несущая система станка *НСС* имеет две структурные ветки, начинающиеся на станине. Инструментальная ветка (*Branch I* на рис. 2, *в*) идет по длинной цепочке *B-W-Sp-C-TH-T*–«инструмент *I*». Шпиндельная ветка (*Branch II*) имеет короткую цепочку *B-SU-Chuck-КОБ* (2). Подчеркнем, что в данном исследовании прямое взаимодействие инструмента и КОБ через зону резания не моделируется.

Керамические материалы с трудом поддаются лезвийной обработке и легко повреждаются. Спектр керамических материалов расширяется. Некоторые из материалов при резании эффе́кты химических превращений, искрообразования и опасного пылевыведения. Возможным путем преодоления трудностей может стать охлаждение КОБ и насыщение ее пор влагой. Поэтому поддержке *3* (рис. 2) приданы в нижеследующем моделировании свойства льда, а сама оболочка *2* считается температурно стабилизированной и свободной от термоупругих деформаций.

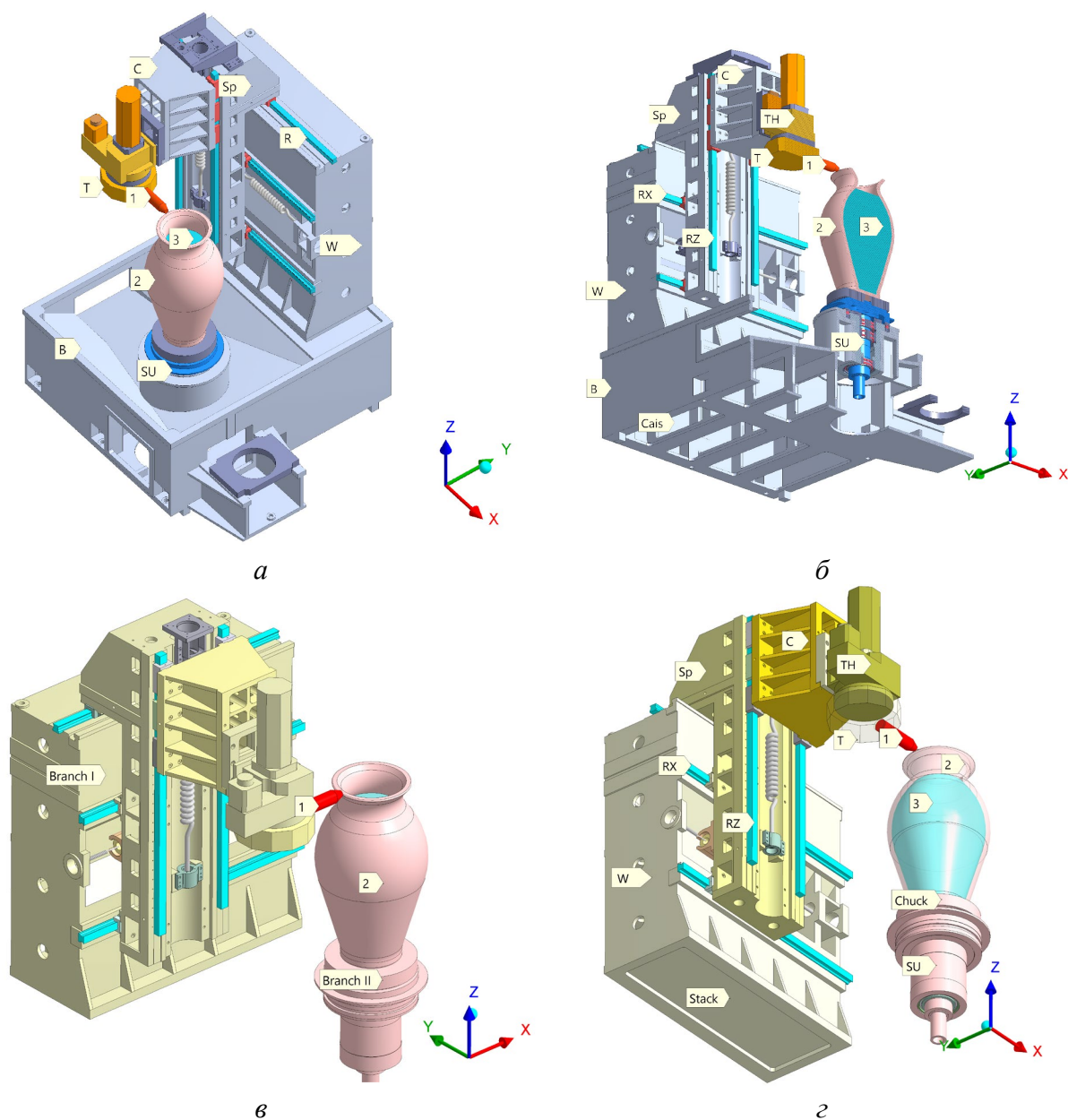


Рис. 2. Вертикально-токарный станок (модель САЕ-модуля), обрабатывающий инструментом 1 керамическую оболочку 2 с поддержкой 3:
 а – вид сверху; б – вид снизу с сечением; в – инструментальная (Branch I) и шпиндельная (Branch II) ветви НСС; г – стек (Stack) структурных деталей *W-Sp-C-Th-T-I* (детали разделены окраской). *B* – станина (base); *W* – стена (wall); *SU* – шпиндельный узел (spindle unit); *Sp* – суппорт (support); *C* – каретка (carriage); *T* – револьверная головка (turret); *TH* – револьверная бабка (turret head); *R, RX, RZ* – направляющие качения (рельсы - rails) по осям *X* и *Z*; *Cais* – кессоны в станине и стене (caissons); *Chuck* – патрон шпинделя

Цель исследования. Для токарной и токарно-фрезерной обработки керамических оболочек нужен станок с высокими показателями статической и динамической жесткости. Пусть несущая система станка (НСС) с обычным уровнем жесткости (рис.1, 2) включает цепочку структурных деталей (СД), смонтированных друг на друге – *B, W, S, C, TH*. Это своего рода стек,

в котором СД послойно наложены друг на друга. Этот стек ведет от фундамента к инструменту и определяет жесткость «на режущей кромке» (обозначим конец инструмента как ToolTip или И-кромка). По современным представлениям [2] показатель жесткости здесь должен быть не менее $J_{norm}^{tooltip} \geq 20 \text{ Н / мкм}$.

Пусть ключевые структурные детали НС, традиционно отлиты из чугуна и имеют развитую кессонную систему.

Целью работы является выяснение, насколько можно поднять жесткость станка путем заполнения кессонов высокопрочным бетоном УНРС (рис. 2). Применение УНРС в станкостроении представляет собой быстро развивающееся направление [3–10].

Несущая система данного станка не должна переделываться. Она может только дополняться бетонными вставками (concrete inserts; рис. 3, а). Предполагается, что внутренние стенки отливок СД зачищаются после литья и поэтому хорошо сцепляются с бетоном при его заливке (рис. 3, б). В данном исследовании термины бетон и УНРС понимаются как синонимы (UHPFRC – фибробетон).

Влияние бетона в кессонах на статические и динамические свойства вертикально-токарного станка выясняется с помощью виртуальных испытаний методом конечных элементов (МКЭ). МКЭ-анализ является традиционным и эффективным инструментом при проектировании и оптимизации станков [11–16].

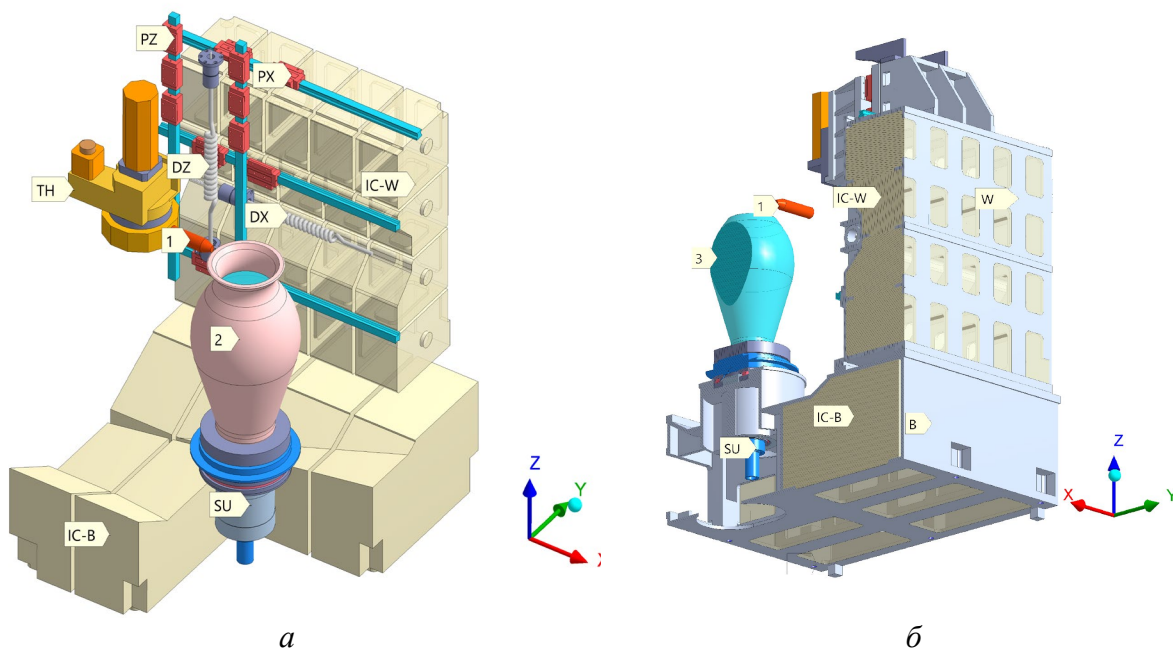


Рис. 3. Бетонные (УНРС) вставки в отдельности (а) и в сцеплении с чугунными отливками структурных деталей (б):
IC-B – вставки в станине *B*; *IC-W* – вставки в стене *W*; *DX*, *DZ* – пружины-образы ШВП по осям *X*, *Z*; *PX*, *PZ* – танкетки на рельсах по осям *X*, *Z*

Модель станка и ее параметры. Стилизованная модель станка содержит 68 солидов. Габариты модели составляют $1\,670 \times 1\,950 \times 2\,920$ мм. Каждому солиду приписаны свойства одного из 16 модельных материалов (рис. 3, а). Малые соединительные детали, как правило, не моделировались. Солиды скреплялись друг с другом контактными парами в статусе *bonded* (схватывание). Между рельсами *RX*, *RZ* и танкетками *PX*, *PZ* (рис. 2, а) контактные пары были настроены на статус по *separation* (свободное скольжение без возможности отрыва). Перемещения танкеток по рельсам контролировались пружинами *DX*, *DZ* – образами приводов ШВП (жесткость пружин – 400 Н/мкм).

МКЭ-анализ проводился для линейно упругих материалов. Трение, пластичность, большие перемещения считались отсутствующими. Были выполнены статический и модальный анализы. Моделирование производилось для самого податливого варианта расположения частей станка (высокая КОБ; максимально поднятая вверх каретка, смещенный влево до предела суппорт).

Виртуальные бетонные вставки размещались в данной работе только в кессонах станины и стены. Было рассмотрено три схемы бетонирования (C – concrete или бетон):

- «0+0» – пустотелые кессоны в станине и в стене (рис. 2 а, б);
- «C+0» – бетонные вставки в станине, стена с пустыми кессонами (рис. 4, б);
- «C+C» – бетоном заполнены и станина, и стена (рис. 3 а, б, рис. 4, а).

На рис. 4, а маркеры *IC-B* и *IC-W* указывают на забетонированные кессоны в станине и стене соответственно (схема «C+C»). На рис. 4, б отмечены всегда пустотелый шпиндельный кессон (маркер *Hol-SU*) и пустые кессоны стены (*Hol-W*), соответствующие схеме «C+0».

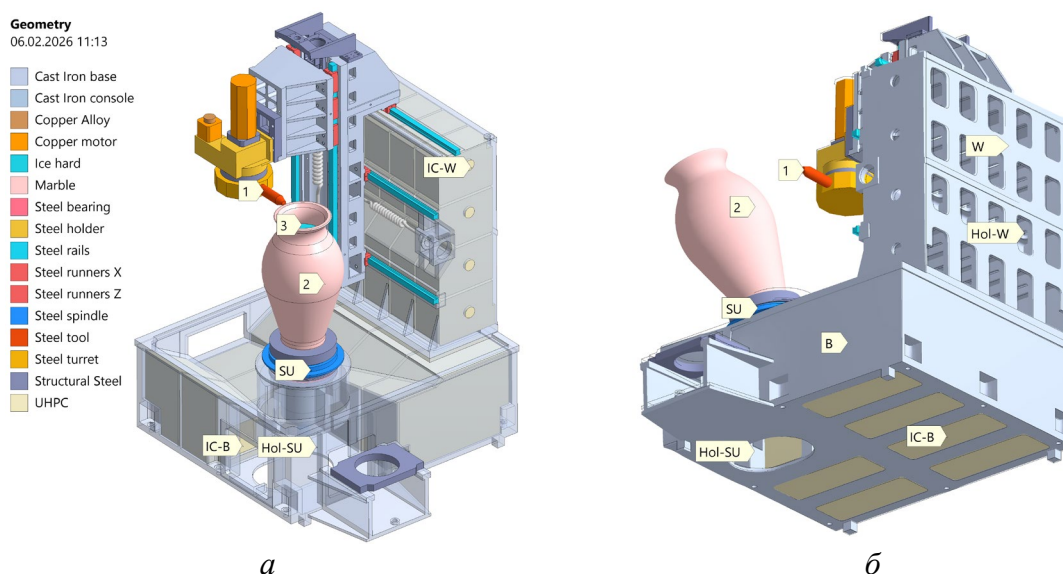


Рис. 4. Расчетные материалы в МКЭ-модели для вариантов полного УНРС-бетонирования (а – схема «C+C») и заполнения только станины (б – схема «C+0»): *Hol-SU* – незаполненный бетоном шпиндельный кессон станины; *Hol-W* – незаполненные кессоны пустотелой стены

В МКЭ-модели вес пустотелого станка равен 6 095 кг. В стене W возможно заполнение 20 кессонов. Масса бетона в стене составит тогда 1 925 кг. В станине бетоном могут быть заполнены три кессона (общая масса бетона – 2 762 кг). Шпиндельный кессон оставлен в модели пустым, так как в нем нужно размещать элементы главного привода. Также здесь желательно изменение системы внутренних ребер. Отметим, что шпиндельный узел довольно слабо связан с остальной несущей системой станка. На рис. 4, б показан один из резонансов станка (мода M5-Spindle, 106,0 Гц). Это уединенная раскачка шпиндельного узла SU с керамической оболочкой 2, происходящая при почти полной неподвижности остальных структурных деталей. Инструмент 1 стоит на месте, оболочка 2 отклоняется от него по касательной. Картина указывает, что в рамках модернизации станка регион шпиндельного узла следует перепроектировать и усилить.

В табл. 1 приведены механические свойства основных материалов для моделирования.

Жесткость танкеток на рельсах RZ составляет 1 760 Н/мкм. Более крупные танкетки на рельсах RX имеют жесткость 2 900 Н/мкм.

Подшипники были смоделированы во всех четырех опорах шпиндельного узла. Однако вращение ШУ не отображалось. Радиальная и осевая жесткости на конце шпинделя составляют 1 840 Н/мкм и 5 800 Н/мкм соответственно. Высокая осевая жесткость обусловлена крупным подпятником под передним фланцем шпинделя.

Таблица 1 – Механические свойства основных материалов для МКЭ-модели

Материал	Модуль упругости E , ГПа	Коэффициент Пуассона μ	Удельная плотность ρ , кг / м ³
Сталь	210	0,3	7 850
Чугун	130	0,28	7 200
Бетон УНРС	45	0,28	2 500
Мрамор (КОБ)	59	0,18	2 780
Модельный материал «Танкетки»	8	0,3	7 850
Модельный материал «Подшипники»	4	0,3	7 850
Модельный материал «Лед»	7	0,3	900

При условной изоляции керамической оболочки КОБ и закреплении ее по днищу, нагружение на верхнем ободе КОБ выявляет радиальную жесткость 63,4 Н/мкм для модельного наполнителя «Лед».

Статическое нагружение станка. Статическое нагружение станка проводилось из зоны резания двумя уравновешивающими друг друга силами (рис. 5). Приложение пары сил по оси X (рис. 5, а; маркеры A , B) будем обозначать как тестовое нагружение FP_{test-X} . На оболочку локально в положительном направлении оси X действует сила величиной 1 кН. На инструмент в отрицательном направлении X приложена сила –1 кН. В масштабах станка

силы уравновешены. Величины тестовых сил не принципиальны, так как модель линейна, а целью МКЭ-анализа является оценка жесткости (обратная величина – податливость). Прочность станка полагается заведомо достаточной. Об этом говорят малые уровни эквивалентных напряжений на рис.1, б.

Еще раз заметим, что в данном исследовании инструмент и оболочка размещены с малым зазором по отношению друг к другу. Между ними в МКЭ-модели отсутствует какое-либо взаимодействие.

Тестовое нагружение *FPtest-Y* (рис. 5, б) заключается в приложении двух уравновешивающих друг друга сил по оси *Y*. Аналогично организовано нагружение *FPtest-Z*. Перемещения по осям будем обозначать как *UX*, *UY*, *UZ*. Тестовому нагружению *FPtest-Y* соответствует картина перемещений *UY* на рис. 5, в. Режущая кромка инструмента (*ToolTip*) отклоняется вправо на 26,7 мкм. Понятно, что присутствует не только деформация *НСС*, но и существенный изгиб самого инструмента.

Гнездо инструмента в револьверной головке смещается только на 5,4207 мкм (далее будем обозначать это место как *ToolSocket* или *И-гнездо*).

Амфора в месте приложения силы отклоняется на 30,198 мкм. С противоположной стороны ее верхнего обода отклонение меньше – 25,068 мкм. Договоримся эти два места обозначать как «КОБ-обод-0 °» и «КОБ-обод-180 °» (*Shell-Hoop-0 °* и *Shell-Hoop-180 °* соответственно). Точки «И-кромка», «И-гнездо», «КОБ-обод-0 °» и «КОБ-обод-180 °» будем называть далее точками контроля.

В районе КОБ-обод-0 ° деформационные перемещения всегда больше, чем в КОБ-обод-180 °, в том числе из-за локального прогиба оболочки в пятне приложения силы.

На рис. 5, в отражено испытание редуцированной модели (комплект «*Carriage*»). Здесь, как и на последующих рисунках, маркеры «0» (мкм) указывают, что на маркированных поверхностях введено жесткое закрепление.

Поскольку *НС* станка является стеком из наложенных друг на друга структурных деталей, договоримся о выделении и моделировании комплектов (частей стека). Комплект «*Carriage*» (рис. 5, в; рис. 6, а) включает в себя каретку, револьверные бабку и головку, инструмент. Детали удерживаются на закрепленных рельсах *RZ*. Опционально добавлен независимо закрепленный шпиндельный узел с обрабатываемой КОБ.

Комплект «*Support*» (рис. 6, б) получается добавлением к комплекту «*Carriage*» суппорта. Удержание происходит по рельсам *RX*.

Комплект «*Wall*» (рис. 7, а) возникает путем дополнения предыдущего комплекта «*Support*» стеной. Жестко закрепляется нижний торец стены. Комплект «*Machine*» соответствует всему станку (рис. 7, б). Шпиндельный узел и стена связываются станиной. Станина фиксируется снизу на 9 анкерных болтах.

Примем картину перемещений по *X* на рис. 6, а как опорную. Здесь упругое перемещение инструмента (–6,002 мкм) является небольшим. Оно

соответствует вполне приемлемой жесткости $J_x^{tooltip} = 167 \text{ Н / мкм}$. Инструмент находится ниже центра площадки танкеток. Поэтому тестовая сила закручивает каретку с танкетками (против ч. с. на рис. 6, а параллельно Y). Это главная причина смещения инструмента для комплекта «Carriage».

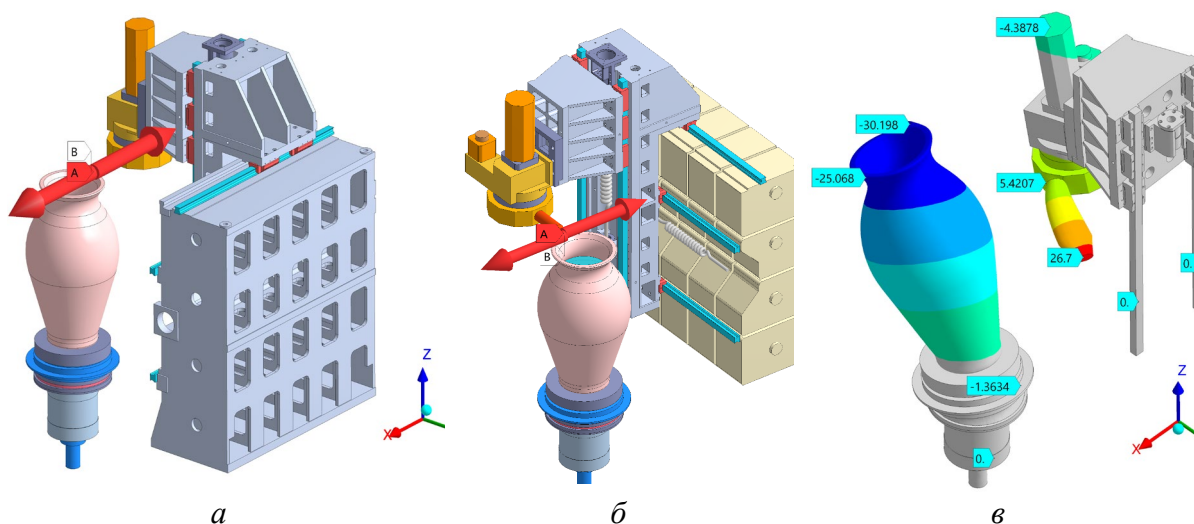


Рис. 5. Уравновешенные пары тестовых сил по 1 кН (маркеры A, B), действующие на КОБ и инструмент по направлениям X (a – FPtest- X) и Y (b – FPtest- Y), а также соответствующие b перемещения UY (мкм) комплекта «Carriage» (v – $\times 15\,000$)

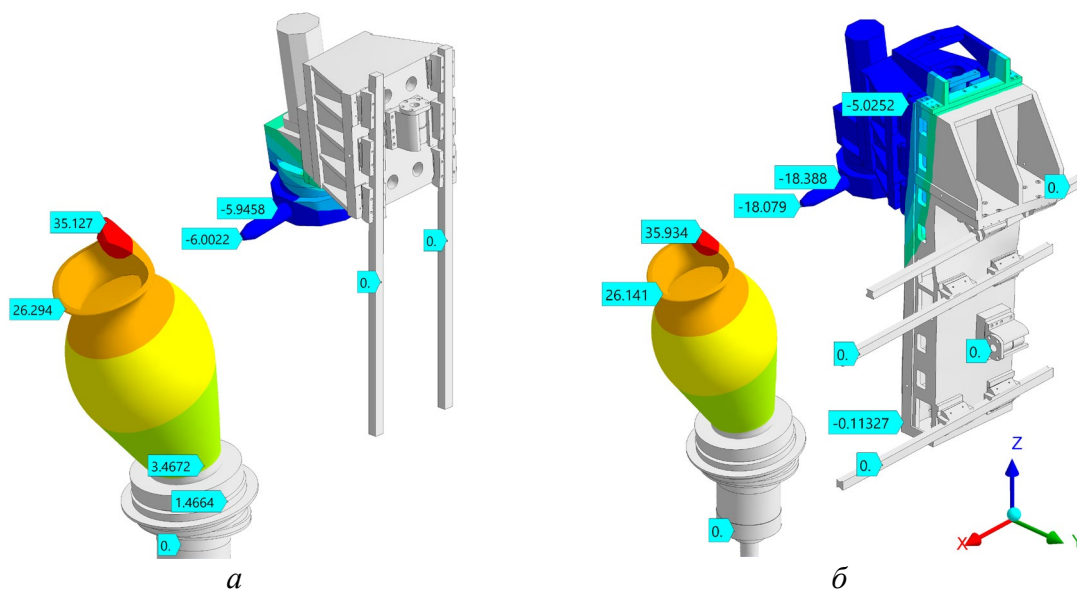


Рис. 6. Картины перемещений UX (мкм) комплекта «Carriage» (a) и комплекта «Support» (b) в парном тесте FPtest- X . $\times 15\,000$

Подключение учета суппорта (рис. 6, b) приводит к троекратному увеличению податливости инструмента ($-18,079$ мкм). Причиной является склонность суппорта к перекосу на рельсах RX . Нижняя часть суппорта остается почти неподвижной ($-0,11\,327$ мкм), а верхняя смещается влево на

5,0252 мкм. Дополнительно каретка сильнее закручивается вокруг своей горизонтальной оси (из-за податливости суппорте и из-за активации пружины DZ). В итоге сдвигов и перекосов жесткость на режущей кромке падает до $J_x^{tooltip} = 55 \text{ Н / мкм}$.

Расширение комплекта до уровня «*Wall*» (рис. 7, а) приводит к следующему существенному падению жесткости ($J_x^{tooltip} = 33,6 \text{ Н / мкм}$). Смещение инструмента возрастает до 29,745 мкм (в 1,64 раза). Это обусловлено как начавшемуся учету податливости стены, так активацией в моделировании пружины DX (большая свобода перекоса суппорта).

Интересно, что подключение станины (рис. 7, б; комплект «*Machine*») лишь ненамного увеличивает тестовое перемещение инструмента (до 31,93 мкм; в 1,07 раз). Итак, получается, что за статическую податливость инструмента отвечают, в основном, каретка, суппорт (особенно) и их подсистемы направления. Ситуация примерно одинакова для направлений X и Y . Это поясняет диаграмма на рис. 8.

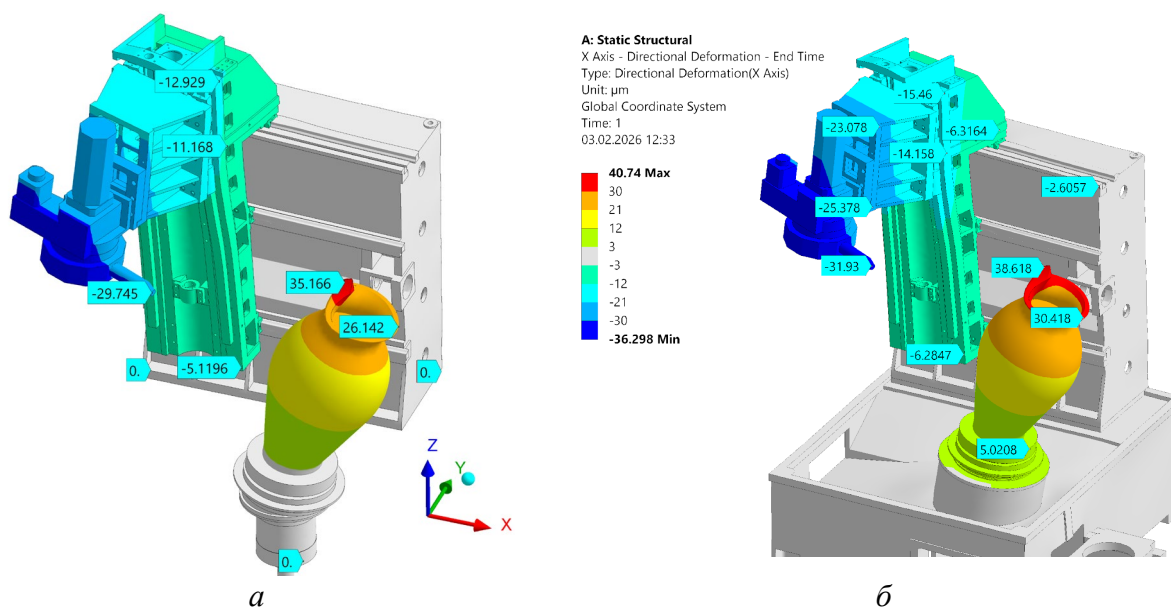


Рис. 7. Картина перемещений UX (мкм) после приложения уравновешенной пары сил $FPtest-X$: а – комплект «*Wall*»; б – комплект «*Machine*». $\times 15\,000$

Рассмотрим теперь, как бетонирование влияет на статическую жесткость всего станка. На рис. 9 представлены распределения перемещений UY при выполнении парного теста $FPtest-Y$. Сопоставление рис. 9, а и рис. 9, б показывает, что полное бетонирование не изменяет принципиальную картину деформаций. Для режущей кромки инструмента (далее точка контроля «И-кромка») бетонные вставки в станине и стене снижают перемещение с 40,572 мкм до 32,976 мкм (только в 1,23 раза). Для точки контроля «И-гнездо» деформационное смещение убывает при переходе от «0+0» к «С+С» сильнее – с 16,677 мкм до 10,514 мкм (в 1,59 раз).

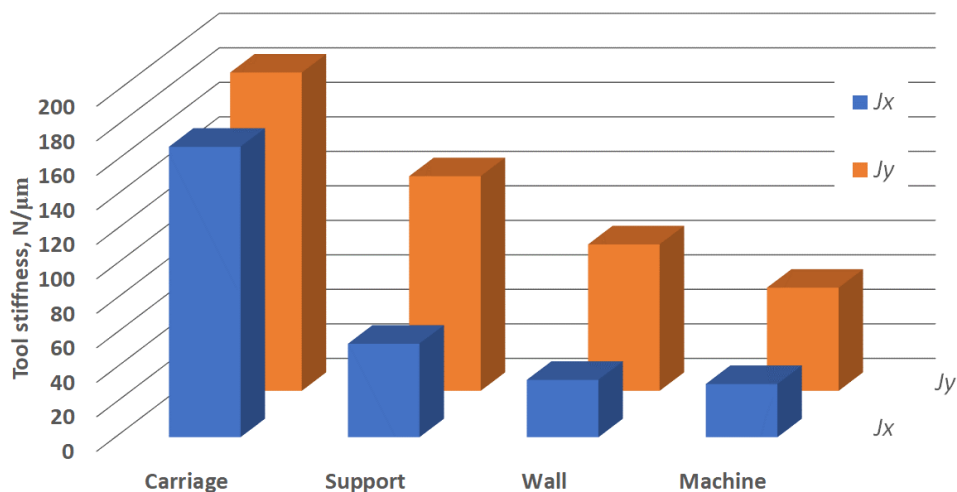


Рис. 8. Диаграмма падения жесткости по осям X , Y (J_x и J_y ; гнездо инструмента) по мере расширения моделируемого комплекта от «Turret» (1 388 и 432 Н/мкм) через «Carriage» (168 и 184 Н/мкм) до «Machine» (30,8 и 59,8 Н/мкм)

Бетонирование умеренно понижает податливость керамической оболочки. В точке контроля КОБ-обод-0° перемещение падает с 36,455 мкм до 29,989 мкм (сравнение рис. 9, а и рис. 9, б), а точке контроля КОБ-обод-180° – с 30,757 мкм до 25,181 мкм. В среднем, верхний обод КОБ после появления бетона в кессонах стал жестче в 1,22 раза.

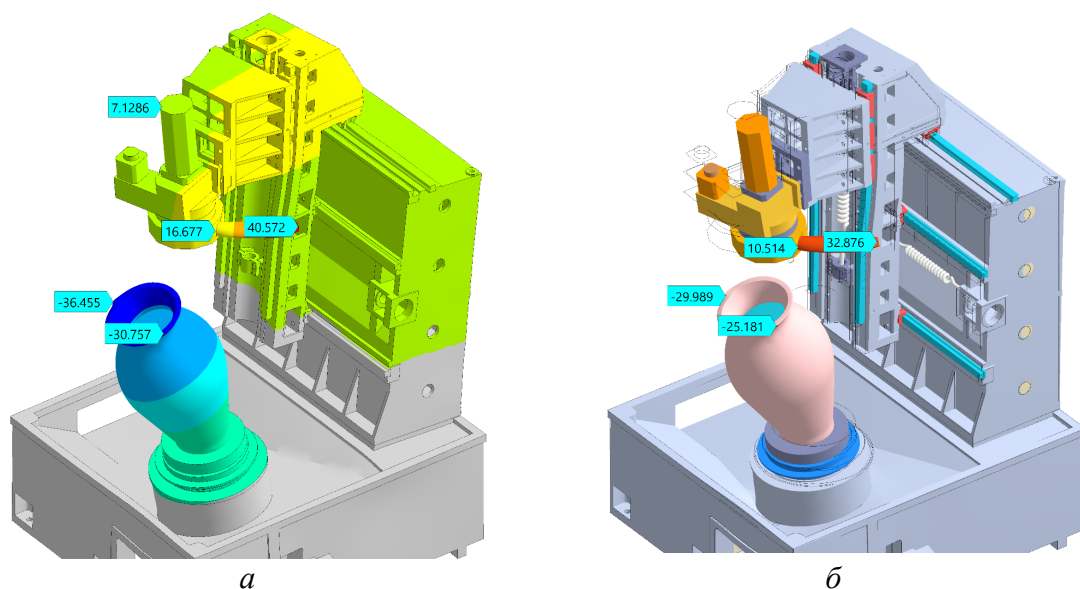


Рис. 9. Картина перемещений U_Y (мкм) в тесте FPtest-Y (–1 кН на оболочке; +1 кН на инструменте):
 а – «пустая» схема «0+0»; б – бетон в станине и стене; «C+C». $\times 15\,000$

В табл. 2 сведены перемещения во всех точках контроля для парных силовых тестов по всем трем осям. Сопоставление строк для трех схем бетонирования показывает отсутствие сильных изменений в податливости

станка. Бетонирование всегда повышает жесткость инструмента и КОБ, но делает это умеренно.

Таблица 2 – Перемещения (мкм) инструмента и обрабатываемой керамической оболочки (мкм) при парных тестах по X , Y , Z (комплект «Machine»)

№	Схема бетонирования	Направление силы и перемещения				
			И-кромка	И-гнездо	КОБ-обод-0°	КОБ-обод-180°
1	0+0	X	–31,93	–32,53	38,61	30,41
		Y	40,57	16,67	–36,45	–30,75
		Z	52,42	26,35	–10,22	0,2
2	C+0	X	–30,70	–31,31	34,22	24,64
		Y	36,77	13,16	–30,67	–25,47
		Z	48,55	22,58	–8,7	0,33
3	C+C	X	–25,06	–25,61	34,34	24,62
		Y	32,87	10,51	–29,98	–25,18
		Z	44,92	19,05	–7,10	0,35

По табл. 2 составлена диаграмма изменения жесткости (рис. 10). Бетонирование увеличивает жесткость на режущей кромке на 17 – 27 %, а на ободе КОБ – на 12 – 22 %. Только по вертикали жесткость КОБ возрастает после применения бетона на 44 %. Максимальное приращение жесткости (на 59 %) зафиксировано выше на рис. 8 для гнезда инструмента.

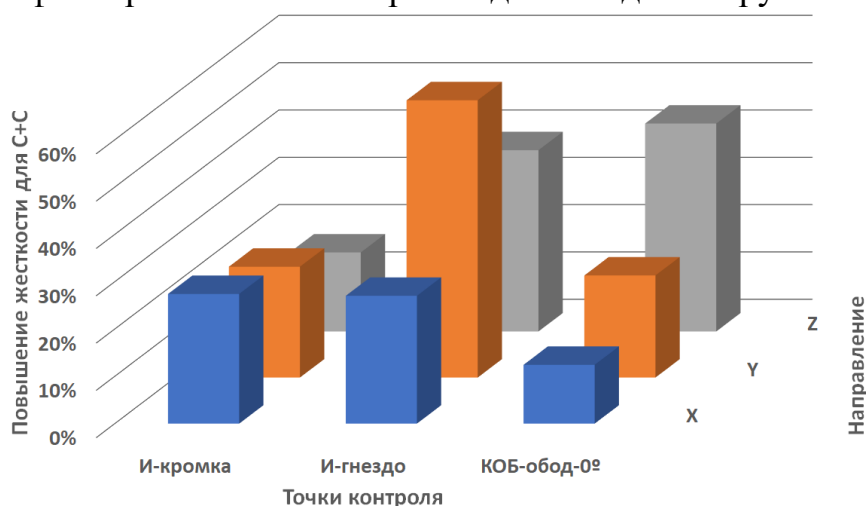


Рис. 10. Возрастание жесткости (%) на инструменте и керамической оболочке по направлениям X , Y , Z в результате бетонирования станины и стене по схеме «C+C»

В смысле статической жесткости усиление бетоном станины и стены является необходимым, но еще не достаточным условием совершенствования станка. Рис. 9 а, б показывает, что как до бетонирования, так и после него сохраняются упругие перекосы и закручивания в каретке и суппорте. Эти детали должны быть переработаны, а их системы орebrения усилены.

Поскольку каретка и суппорт являются движущимися деталями, то вопрос об их заполнении *UHPC* требует натурных экспериментов.

Модальный анализ станка. В ходе модального анализа были выявлены первые шесть резонансных мод исследуемого станка. Эти моды были проанализированы для разных схем бетонирования кессонов *СД*. Картина резонансных возбуждений оказалась во всех случаях одинаковой. Присутствовал один и тот же набор мод. Иногда соседние по частоте моды менялись местами в частотной последовательности.

Обычно на пятом месте по частоте находилась мода уединенной шпиндельной раскочки *M5-Spindle*, уже представленная выше на рис. 5, в. Шестая мода является комбинацией модальных движений низкочастотных мод. Независимыми вариантами оказались только первые 4 моды, показанные на рис. 11.

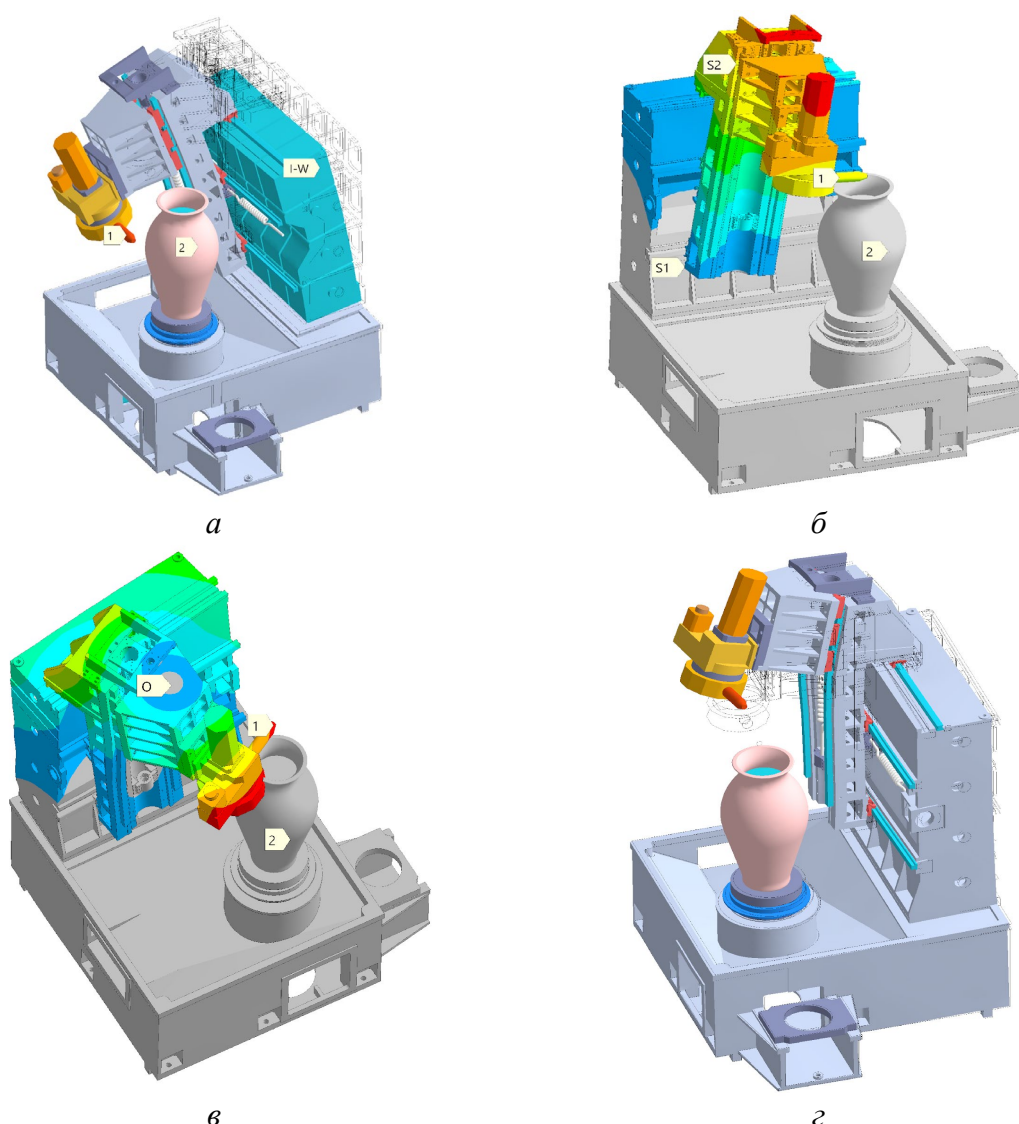


Рис. 11. Главные (нижние по частоте) резонансные моды станка:
а – консольный изгиб стены *M1-Bend* (вдоль *Y*); *б* – перекося суппорта (по *X*) на стене *M2-Skew*; *в* – кручение суппорта вокруг *Z* *M3-Torsion*;
г – вертикальные осцилляции каретки в сборе по *Z* *M4-Oscill*

Главная (самая низкочастотная) мода станка *M1-Bend* (рис. 11, *а*) заключается в изгибных колебаниях стены, как консольно закрепленной пластины. Инструмент *1* вместе с револьверной бабкой совершает клевковые движения вдоль *Y*. Обрабатываемая оболочка остается почти неподвижной.

Вторая мода *M2-Skew* реализуется через перекосы суппорта, колеблющегося на рельсах *X*. Возле маркера *S1* (рис. 11, *б*) суппорт почти неподвижен. Маркер *S2* указывает на существенное боковое движение верхней части суппорта вместе с кареткой и инструментом *1*. Оболочка *2* на рис. 11 остается малоподвижной во всех случаях.

Третья мода *M3-Torsion* связана с кручением каретки и суппорта вокруг вертикальной оси, проходящей сквозь район маркера *O* (рис. 11, *в*). Соответственно, инструмент *1* вовлекается в возвратно-вращательное движение.

Четвертая мода *M4-Oscil* проявляется в вертикальных осцилляциях каретки. На рис. 11, *г* видно, что каретка при этом отклоняется от вертикали и деформирует податливый суппорт.

Частоты всех выявленных мод сведены в табл. 3, где можно оценить влияние на них разных схем бетонирования.

Таблица 3 – Частоты (Гц) резонансных мод в зависимости от схемы заполнения бетоном станины и стены

№	Мода	Схема заполнения кессонов бетоном UHPC			
		0+0	C+0	0+C	C+C
1	<i>M1-Bend</i>	31,61	41,00	33,605	52,23
2	<i>M2-Skew</i>	34,70	36,27	37,785	40,14
3	<i>M3-Torsion</i>	71,87	77,04	85,205	88,74
4	<i>M4-Oscill</i>	78,72	81,92	79,32	85,40
5	<i>M5-Spindle</i>	95,98	106,00	96,235	105,77
6	<i>M6-Mix</i>	96,82	112,4	90,143	111,53

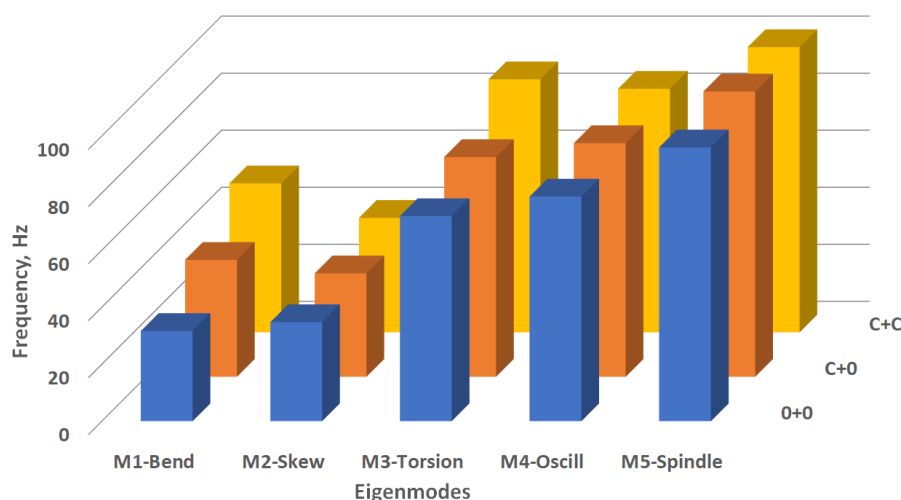


Рис. 12. Изменение частот (Гц) главных резонансных мод станка в зависимости от схемы бетонирования станины и стены

Часть данных из табл. 3 графически отображена на рис. 12. Видно, что резонанс шпинделя (*M5-Spindle*) почти не реагирует в смысле частоты на схему бетонирования.

Существенно резонансная частота повышается (в 1,65 раза) только для первой моды *M1-Bend*. Это, однако, очень важно, поскольку это выраженная общестаночная мода. Данная мода из низкочастотной становится среднечастотной. Опасность накачки энергией и грубых резонансных колебаний всего станка уменьшается.

Обсуждение. В несущей системе станка повышенной податливостью обладают как инструментальная, так и шпиндельная цепочки. При усилении НСС в обоих цепочках желательно не пропустить ни одной податливой детали или склонного к перекосам сопряжения. При этом повышения жесткости приводов (пружин *DX, DZ*), танкеток (*PX, PZ*) и шпиндельных подшипников (узел *SU*) не требуется. Они находятся на достаточно высоком уровне.

Следует вложить средства в бетон *UHPC* и заполнить им крупные детали (станина, стена). В подвижных деталях среднего размера (суппорт, каретка и, возможно, револьверная бабка), по-видимому, рационально сочетать изменение оребрения с размещением отдельных, надежно закрепленных вставок из бетона. Рекомендуется в последующем применить мотор-шпиндель или схему «*in-line*» в главном приводе.

Ожидается, что стоимость станка после усиления существенно возрастет. Однако, это окупится возможностью в жестких условиях точно обрабатывать ценные и часто лимитирующие детали (КОБ). В перспективе данный станок может быть дополнен лазерными головками. Тогда он превратится в аддитивно-субтрактивный центр.

Выводы:

1. У исходного станка жесткость на режущей кромке (30,8 Н/мкм) лишь ненамного превышает минимальный допустимый уровень (20 Н/мкм). Усиление несущей системы станка необходимо.

2. Главным эффектом от заполнения бетоном кессонов станины и стены (схема С+С) является подъем частоты главной резонансной моды (*M1-Bend*) станка в 1,65 раз (с 31,61 Гц до 52,23 Гц). Это резко ограничивает опасные низкочастотные резонансные раскачки инструмента относительно керамической оболочки.

3. Частоты мод *M2...M5* при полном бетонировании повышаются весьма умеренно (на 10 – 23 %).

4. Бетонирование только кессонов станины (схема С+0) дает рост частоты моды *M1-Bend* на 29,7 % (с 31,61 Гц до 41,0). Частоты мод *M2...M5* поднимаются от 4 % до 16 %. Заполнение бетоном только станины является допустимой, но скромной по действию мерой усиления.

5. Любые схемы бетонирования с отсутствием бетона в шпиндельном кессоне слабо влияют на резонансные колебания шпиндельного узла с обрабатываемой керамической оболочкой (рост частоты не более чем в 1,1 раз).

6. Бетонирование кессонов станины и стены умеренно повышает статическую жесткость на инструменте (от 17 % до 58 % в зависимости от направления и точки контроля). Это связано с тем, что податливость инструмента определяется, во многом, кручениями и перекосами в суппорте, каретке и их направляющих.

7. Для повышения статической жесткости станка бетонирование стены и станины являются необходимыми условиями. Но они должны быть дополнены усилением суппорта и каретки.

8. Для увеличения статической жесткости шпиндельного узла в сборе с керамической оболочкой рекомендуется перестроить систему оребрения в шпиндельном кессоне и произвести здесь частичное бетонирование.

9. Для уменьшения статических и резонансных перекосов суппорта рекомендуется установить две ШВП, разместив их в промежутках между тремя существующими направляющими (рельсами) по оси X .

ЛИТЕРАТУРА

1. The finite element method. Butterworth-Heinemann // ScienceDirect.— URL: <https://www.sciencedirect.com/book/monograph/9780128117682/the-finite-element-method-in-engineering> (дата обращения: 10.02.2026).

2. Lopez de Lacalle, L.N. Machine Tools for High Performance Machining / L. N. Lopez de Lacalle, A. Lamikiz. – London: Springer-Verlag, 2008. – 442 p.

3. New development of ultra-high-performance concrete (UHPC) / D. Jiang, W. Meng, K. H. Kvayat [et al.] // Composites, Part B: Engineering. – 2021. – V. 224. – P. 109220.

4. Hermansky, D. An impact of the steel-concrete composite supporting structure on the dynamic parameters of the machining center / D. Hermanski, J. Marek // MM Science Journal, March. – 2022. – P.5571-5574. – DOI: https://doi.org/10.17973/MMSJ.2022_03_2020017.

5. Vasilevich, Y. V. Finite element analysis of concrete filler influence on dynamic rigidity of heavy machine tool portal / Y. V. Vasilevich, S. S. Dounar, I. A. Karabaniuk // Science & Technique. – 2016. – № 15(3). – P. 233–241. – DOI: <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2016-15-3-233-241>

6. Довнар, С. С. МКЭ-анализ бетонно-бионического бандажа подвижной колонны станка / С. С. Довнар, А. М. Якимович, А. Д. Лапука // Теоретическая и прикладная механика : международный научно-технический сборник / Белорусский национальный технический университет ; редкол.: Ю. В. Василевич (пред. редкол., гл. ред.). – Мн. : БНТУ, 2022. – Вып. 37. – С.132–137.

7. МКЭ-анализ усиления многоцелевого станка клиновидными структурами из полимербетона. - «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки» «Технология – Оборудование – Инструмент – Качество» / Довнар С. С., О. К. Яцкевич, С. В. Резник [и др.] : тезисы докл. 37-ой междунауч.-техн. конф. (Минск, 6 апреля 2023 г.). – Мн., 2023. – С. 26–29.

8. МКЭ-анализ эффективности полимербетонного усиления токарного инверторного станка. Статический и модальный анализ / С. С. Довнар, А. М. Якимович, И. О. Соколов [и др.] // Машиностроение. – 2017. – № 30 – С. 97 – 104.

9. Довнар, С. С. МКЭ-анализ и усиление uhpc-бетонного вертикального многоцелевого станка «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки» «Технология – Оборудование – Инструмент – Качество» / С. С. Довнар, О. К. Яцкевич А. Д. Лапука : тезисы докл. 39-ой междунауч.-техн. конф. (Минск, 3 апреля 2025 г.). – Мн., 2025. – С.58–62.

10. МКЭ-анализ усиления несущей системы многоцелевого станка фибробетонной станиной. – «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки» «Технология – Оборудование – Инструмент – Качество» / С. С. Довнар, О. К. Яцкевич, С. В. Резник [и др.]: тезисы докл. 38-ой междун. науч.-техн. конф. (Минск, 11 апреля 2024 г.). – Мн., 2024. – С. 27–31.

11. Dounar, S. Finite Element Method analysis of the deformation of the shaft and supports of the large, precise lathe – Cutting force excitation / S. Dounar, A. Iakimovitch, A. Jakubowski // Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin. – 2020. – 62 (134). – P. 91–98. – DOI: 10.17402/423.

12. Dounar, S. Finite element analysis of the dynamically created portal in the huge machine tool of “travelling column” type/ S. Dounar, A. Iakimovitch, A. Jakubowski // Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin, Zeszyty Naukowe Akademii Morskiej w Szczecinie . – 2021. – № 65 (137) . – DOI: <https://repository.am.szczecin.pl/handle/123456789/2658> <https://doi.org/10.17402/458>

13. Dounar, S. Dynamic finite element analysis of rotor-shaft fastening into a heavy precise lathe / S. Dounar, A. Jakubowski // Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin, Zeszyty Naukowe Akademii Morskiej w Szczecinie. – 2021. – № 66. – Ant 138. – DOI: <https://doi.org/10.17402/467>.

14. МКЭ-моделирование 5-осевого станка / С. С. Довнар, А. М. Авсиевич, Л. А. Колесников [и др.] // Инновации в машиностроении: 18-ая Международная науч.-техн. конференция «Наука – образованию, производству, экономике» – Мн., 2021. – С. 42–46. – DOI: <https://rep.bntu.by/handle/data/94525>.

15. МКЭ-анализ эффективности бионической исторической консоли в качестве колонны крупногабаритного станка / С. С. Довнар, О. К. Яцкевич, А. М. Авсиевич [и др.] // «Системный анализ и прикладная информатика». – 2023. – № 2. – С. 42–46. – DOI: <https://doi.org/10.21122/2309-4923-2023-2-13-23>

16. МКЭ-анализ несущей системы исторической башни азинелли как рационального образца для проектирования композитных колонн / С. С. Довнар, А. Д. Лапука, Д. Н. Шведова [и др.]. // Машиностроение: Республиканский межведомственный сб. научных трудов, Вып. 34. – Мн., 2023. – С. 165–178.

Поступила 23.02.2026

УДК 616.718.4-001.5-089.84 : 615.47

Мозгалева С. В.¹, Пронкевич С. А.¹, Тульев В. В.²

СОВРЕМЕННЫЕ ПОДХОДЫ К ПРОЕКТИРОВАНИЮ ТИТАНОВЫХ ПЛАСТИН ДЛЯ ОСТЕОСИНТЕЗА БЕДРЕННОЙ КОСТИ

1. ЗАО «Струнные технологии», Минск, Беларусь

2. Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

Пластины для остеосинтеза широко применяются при хирургическом лечении переломов длинных трубчатых костей, включая бедренную кость. Однако традиционные накостные пластины из стали 316L и сплавов титана, например, Ti–6Al–4V, обеспечивая высокую прочность, могут приводить к экранированию напряжений за счет заметного несоответствия

жесткости имплантата и кости, а также подавлять микродвижения, необходимые для вторичного типа заживления. Перспективным направлением является снижение эффективной жесткости конструкции путем применения пористой архитектуры и оптимизации геометрии. Центральной темой настоящего обзора является топологическая оптимизация пластин как метод целенаправленного перераспределения материала внутри заданного контура для уменьшения жесткости (массы) при сохранении прочности и диапазона допустимых перемещений, а также как инструмент формирования градиентной (функционально неоднородной) пористости. Показано, что развитие аддитивных технологий (SLM, EBM) делает практически доступным изготовление топологически оптимизированных и решетчатых конструкций, а методы численного моделирования (МКЭ, механорегулируемое моделирование заживления) позволяют оценивать влияние геометрии и параметров решетки на жесткость, прочность и напряженно-деформированное состояние костной мозоли. Рассмотрены параметры решетчатых структур и клинические перспективы персонализированных титановых пластин при отмеченных ограничениях доказательной базы и вопросах долговечностной выносливости пористых конструкций.

Введение. Костная ткань обеспечивает структурную целостность опорно-двигательного аппарата и механическую функцию скелета у позвоночных. Особое место в обеспечении опоры и движений занимают длинные трубчатые кости – бедренная, большеберцовая, плечевая, а также пястные, плюсневые кости и фаланги, формирующие опорный каркас конечностей и определяющие кинематику движений. Переломы длинных костей, в частности бедренной кости, остаются одной из значимых проблем современной травматологии и ортопедии, нередко требуя хирургического лечения с применением методов внутренней фиксации.

Одним из наиболее распространенных способов хирургического лечения переломов бедренной кости является накостный остеосинтез пластинами. В клинической практике для мостового остеосинтеза традиционно применяются пластины, изготовленные из нержавеющей стали 316L или титанового сплава $Ti-6Al-4V$, обладающие высокими прочностными характеристиками и достаточной жесткостью [1]. Стандартные металлические пластины показали свою эффективность в обеспечении стабильной фиксации костных отломков, сохранении оси сегмента и восстановлении анатомического положения кости [2].

Вместе с тем применение сплошных металлических пластин сопряжено с рядом ограничений. Существенное различие в жесткости между материалом имплантата и кортикальной костной тканью приводит к возникновению эффекта экранирования напряжений (*stress shielding*), при котором часть механической нагрузки перераспределяется с кости на имплантат [8]. Кроме того, чрезмерная жесткость конструкции ограничивает микропо-

движность в зоне перелома, необходимую для формирования костной мозоли при вторичном типе сращения, что способно повышать риск замедленной консолидации и несращения [3]. Дополнительной проблемой является отсутствие полноценной биологической интеграции сплошных пластин с окружающей костью, вследствие чего после завершения консолидации нередко возникает необходимость удаления имплантата, что требует повторного хирургического вмешательства и повышает риск осложнений [1].

В связи с этим значительное внимание уделяется разработке имплантатов с управляемыми механическими и биологическими свойствами, в том числе пористых и решетчатых конструкций. Формирование внутренней пористой структуры позволяет снижать эффективный модуль упругости пластины, приближая его к характеристикам костной ткани и уменьшая выраженность экранирования напряжений [1]. Одновременно наличие пористой поверхности и внутренних каналов создает предпосылки для врастания костной ткани и более прочной остеоинтеграции имплантата [4; 10].

Развитие подобных конструкций стало возможным благодаря внедрению аддитивных технологий, прежде всего селективного лазерного плавления (SLM) и электронно-лучевого переплава (EBM) [3], которые существенно расширяют возможности проектирования наkostных пластин и создают предпосылки для перехода к расчетно-обоснованному управлению их структурой и механическим поведением.

Это повлекло рост интереса к топологической оптимизации как одному из наиболее перспективных подходов к проектированию ортопедических имплантатов. В отличие от традиционных методов конструирования, топологическая оптимизация позволяет целенаправленно перераспределять материал внутри заданного объема конструкции с учетом механических нагрузок, граничных условий и технологических ограничений [5; 28]. Цель исследования – провести анализ литературы и обобщить данные о применении топологической оптимизации при проектировании костных пластин для остеосинтеза, оценить ее возможности, ограничения и перспективы использования.

Краткий обзор подходов к остеосинтезу пластинами. Анализ литературы показывает, что внутренний остеосинтез пластинами, массово применяющийся с середины XX века, до настоящего времени остается одним из основных методов фиксации переломов длинных костей [1]. Костная пластина представляет собой изогнутую металлическую конструкцию, прикрепляемую к кости винтами. Эволюция пластин шла в направлении повышения стабильности фиксации и уменьшения повреждения кровоснабжения кости. В 1950–1970-е годы при компрессионном остеосинтезе применялись очень жесткие пластины, обеспечивавшие первичное заживление без костной мозоли, однако нередко вызывавшие остеопению под пластиной из-за отсутствия нагрузки на кость [1; 6] (рис. 1). Позднее появились пластины с ограниченным контактом (LC-DCP) и блокируемые пластины

модуль упругости которых составляет 0,5–10 ГПа, что потенциально позволяет уменьшить эффект экранирования напряжений [1]. Кроме того, сообщается о клиническом применении CFR-РЕЕК-пластин, дающих низкий уровень артефактов при КТ и МРТ [7]. Вместе с тем сравнительно низкая прочность и жесткость на изгиб ограничивают их применение для бедренной кости [1]. Другой альтернативой являются биodeградируемые магниевые сплавы с модулем упругости около 40–45 ГПа, постепенно растворяющиеся в организме и потенциально устраняющие необходимость удаления пластины [1]. В экспериментальных исследованиях на животных магниевые пластины успешно обеспечивали фиксацию перелома и рассасывались по мере сращения кости без выраженной отрицательной реакции тканей [31]. Однако контролируемая деградация магниевых имплантатов и риск газообразования пока также затрудняют их широкое клиническое применение [1]. Таким образом, несмотря на перспективность новых материалов, титановые пластины остаются востребованными благодаря доказанной биосовместимости и прочности, что делает актуальным поиск решений на уровне модификации конструкции, в частности за счет введения пористости [1; 8].

Проблемы остеосинтеза пластинами и методы их решения. Одной из значимых проблем традиционного накостного остеосинтеза является механическое несоответствие между костью и пластиной как элементами единой несущей системы. Локальное деформированное состояние материала описывается тензором малых деформаций

$$\varepsilon_{ik} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_k} + \frac{\partial u_k}{\partial x_i} \right), \quad (1)$$

а уравнение движения сплошной среды имеет вид

$$\rho \frac{dv_i}{dt} = \frac{\partial P_{ik}}{\partial x_k} + \rho f_i, \quad (2)$$

где u_i – компоненты вектора перемещений, v_i – компоненты скорости, P_{ik} – компоненты тензора напряжений, ρ – плотность среды, f_i – компоненты вектора массовой силы. Это означает, что напряженно-деформированное состояние является результатом решения краевой задачи механики деформируемого тела и, следовательно, определяется не только свойствами материала, но и геометрией рассматриваемой области, а также граничными условиями. Такая система может быть аппроксимирована как составная балка, в которой кость и пластина работают совместно. В линейной теории изгиба продольная деформация определяется выражением

$$\varepsilon = \frac{Mz}{EI}, \quad (3)$$

где M – изгибающий момент, z – расстояние до нейтральной оси, E – модуль Юнга материала, I – момент инерции поперечного сечения. После наложения пластины нейтральная ось смещается в ее сторону, причем величина этого смещения определяется соотношением

$$Z = \frac{[AE]_p D}{[AE]_b + [AE]_p}, \quad (4)$$

где $[AE]_p$ и $[AE]_b$ – осевые жесткости пластины и кости соответственно, а D – расстояние между центрами их поперечных сечений. Эквивалентная изгибная жесткость системы задается формулой

$$[EI]_{\text{beam}} = [EI]_b + [AE]_b Z^2 + [EI]_p + [AE]_p (D - Z)^2. \quad (5)$$

При совместном действии осевой силы F и изгибающего момента M локальная продольная деформация в системе определяется выражением

$$\varepsilon(z) = -\frac{F}{[AE]_{\text{beam}}} + \frac{Mz}{[EI]_{\text{beam}}}, \quad (6)$$

где

$$[AE]_{\text{beam}} = [AE]_b + [AE]_p. \quad (7)$$

Из этих соотношений следует, что влияние пластины на деформации кости определяется не только модулем Юнга материала, но, прежде всего, осевой жесткостью AE , изгибной жесткостью EI , геометрией поперечного сечения и положением пластины относительно кости. Увеличение жесткости пластины и смещение нейтральной оси в ее сторону приводят к уменьшению деформаций в прилежащих отделах кости, то есть к перераспределению нагрузки с костной ткани на имплантат. Именно этот механизм лежит в основе эффекта экранирования напряжений, при котором ремоделирование кости и механически обусловленные процессы вторичного заживления могут подавляться [9; 13]. Показано, что выраженность данного эффекта определяется не только материалом пластины, но и ее геометрией, соотношением жесткостей элементов системы и характером нагружения [11; 15]. С учетом того, что для непрямого сращения перелома благоприятный диапазон интерфрагментарной деформации обычно оценивается как 2–10 %

[12], жесткость пластины должна представлять собой компромисс между стабильностью фиксации и сохранением достаточной податливости в зоне перелома [12; 13].

Современные конструктивные решения направлены на снижение избыточной жесткости за счет введения осевой податливости. Применяются пластины с эластически закрепленными блокируемыми отверстиями, методика блокирования по дальней кортикальной пластинке, а также динамические блокирующие винты, повышающие межфрагментарные микроперемещения при сохранении несущей способности конструкции (рис. 2) [14].

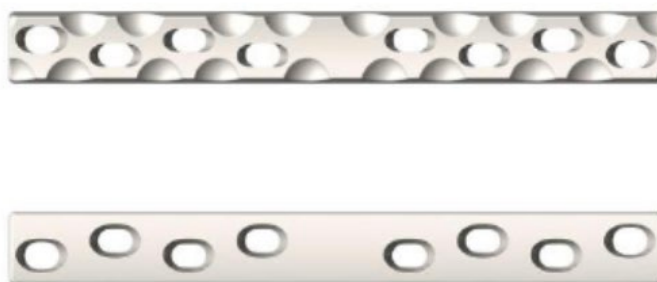


Рис. 2. Современная динамическая компрессионная пластина (DCP); овальные отверстия обеспечивают создание межфрагментарной компрессии при затягивании винтов [34]

Однако для стандартных металлических пластин выраженная механическая податливость, как правило, отсутствует, а снижение жесткости титановой пластины за счет уменьшения толщины сопровождается падением прочности и усталостной долговечности [15]. В связи с этим перспективным решением рассматриваются решетчатые и пористые структуры в теле пластины, позволяющие целенаправленно уменьшать изгибную жесткость без радикальной потери прочности [8].

В работах с применением конечно-элементного моделирования установлено, что введение пористости или решетчатого заполнения в тело пластины увеличивает долю нагрузки, воспринимаемой костью в области перелома, и тем самым уменьшает экранирование напряжений. Так, наиболее пористая конфигурация пластины обеспечивала на 53 % более высокие средние напряжения в зоне перелома по сравнению со сплошной пластиной, при этом снижение изгибной жесткости достигало 68 % при сохранении приемлемой прочности конструкции [8]. Авторы подчеркивают, что регулируемая пористость позволяет целенаправленно задавать требуемую жесткость пластины [1; 8].

Решетчатые структуры в ортопедических имплантатах представляют собой регулярные пространственные каркасы из балок или пластинчатых элементов. Их основными параметрами являются размер элементарной ячейки, топология, толщина балок или стенок и общая пористость [16; 17].

В литературе описаны кубические, октаэдрические, ромбододекаэдрические, гироидные и ауксетические структуры [16; 17]. Выбор топологии оказывает влияние как на механические свойства, так и на биологическое поведение конструкции. В частности, решетка типа «алмаз» показала более низкий эффективный модуль, около 11,6 ГПа при размере пор порядка 600 мкм, а также лучшее прикрепление и пролиферацию остеобластных клеток по сравнению с другими типами при той же пористости [4].

Размер пор оказался критически важным параметром как с точки зрения механики, так и с точки зрения биологии. Слишком маленькие поры, менее 300–400 мкм, затрудняют проникновение клеток и васкуляризацию, тогда как слишком большие, более 1000 мкм, могут ослаблять конструкцию и уменьшать площадь поверхности контакта. Большинство исследований указывает, что диапазон 300–600 мкм является оптимальным с точки зрения баланса между прочностью решетки и возможностью врастания костной ткани [32]. В экспериментальной работе по индивидуальным пористым имплантатам для вертлужной впадины было показано, что наилучшая колонизация поверхности фибробластами наблюдалась при размере пор 400–499 мкм; имплантаты с такими характеристиками успешно приживлялись у пациентов, обеспечивая надежную биологическую фиксацию [33].

Пористая решетка в теле пластины выполняет двойную функцию: с одной стороны, она уменьшает эффективную осевую и изгибную жесткость конструкции, а с другой – формирует архитектуру, потенциально благоприятную для остеоинтеграции. С механической точки зрения влияние решетчатой структуры определяется прежде всего уменьшением эффективной площади поперечного сечения A_{eff} и эффективного момента инерции сечения I_{eff} , вследствие чего снижаются осевая и изгибная жесткости пластины:

$$[AE]_{\text{eff}} = E_{\text{eff}} A_{\text{eff}}, [EI]_{\text{eff}} = E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}, \quad (8)$$

где E_{eff} – эффективный модуль упругости решетчатого материала, зависящий от относительной плотности и топологии элементарной ячейки. При изгибе локальная деформация определяется соотношением

$$\varepsilon = \frac{Mz}{E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}}, \quad (9)$$

поэтому уменьшение $E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}$ при прочих равных условиях приводит к возрастанию деформаций и снижению общей изгибной жесткости фиксатора. Именно этим объясняется способность пористых и решетчатых пластин уменьшать экранирование напряжений и передавать большую долю нагрузки на кость. Вместе с тем снижение жесткости неизбежно связано с уменьшением несущей способности. Для осевого нагружения номинальное напряжение определяется как

$$\sigma = \frac{F}{A_{\text{eff}}}, \quad (10)$$

а при изгибе максимальное нормальное напряжение в сечении можно представить в виде

$$\sigma_{\text{max}} = \frac{Mc}{I_{\text{eff}}}, \quad (11)$$

где c – расстояние от нейтральной оси до наиболее удаленного слоя. Следовательно, введение пор и уменьшение толщины элементов решетки одновременно снижает жесткость и увеличивает чувствительность конструкции к локальным концентрациям напряжений. По этой причине механическая эффективность решетчатой архитектуры определяется не одной лишь пористостью, а типом ячейки и характером передачи усилий в ее элементах. Показано, что при пористости до 66 % решетчатый материал из *Ti-6Al-4V* сохраняет прочность 135–143 МПа, достаточную для восприятия физиологических нагрузок [4]. Установлено также, что при одинаковой пористости более высокую прочность обычно демонстрируют решетки с высокой связностью и взаимно пересекающимися стержнями, работающие преимущественно на растяжение и сжатие, тогда как структуры, деформирующиеся в основном изгибом, уступают им по способности выдерживать нагрузку [18]. Для повышения эффективности таких конструкций нередко применяется градиентная пористость, при которой более плотная структура располагается в зонах наибольших нагрузок, а более пористая – там, где материал по расчету менее необходим. Один из подобных подходов реализован при оптимизации диафизарной пластины, когда после топологической оптимизации внутренняя часть каждой секции заполнялась решеткой с переменным размером ячейки [19].

Еще в ранних работах было показано, что пористые поверхности усиливают врастание костной ткани [10]. Хотя для на костных пластин остеointеграция традиционно не считалась обязательной, в случае долгосрочных имплантатов и сложных переломов она рассматривается как желательное свойство. Дополнительное усиление остеointеграции возможно за счет специальных покрытий. Так, пористая титановая пластина с танталовым покрытием обеспечивала рост новой кости непосредственно на поверхности имплантата и прочное сцепление с ней [20]. Аналогичный эффект продемонстрирован для кальций-фосфатных покрытий: через 3 месяца имплантации образцы с таким покрытием имели более высокую прочность сцепления с костью по сравнению с непокрытыми пористыми титанами [21]. В целом пористость признается важным условием полноценной остеointеграции крупных имплантатов, хотя полное срастание пластины с костью потенциально может затруднять ее последующее удаление.

Производство решетчатых металлических имплантатов практически возможно только с использованием аддитивных технологий, главным образом селективного лазерного плавления (*SLM*) и электронно-лучевого переплава (*EBM*) [3]. Эти методы позволяют создавать сложные 3D-объекты на основе компьютерной модели, включая конструкции с внутренними полостями и решетчатым заполнением [3; 23]. В одном из исследований после топологической оптимизации пластин из *Ti-6Al-4V* и их изготовления методом *EBM* для шестидырочной пластины при 75 % снижении объема эквивалентная жесткость уменьшилась с 242 634 Н/мм до 52011 Н/мм, то есть примерно на 79 %, при этом максимальная сила, соответствующая началу текучести, составила около 4 191 Н [23].

Одновременно выявлен ряд ограничений аддитивного производства. Размер ячеек ограничен гранулометрией порошка и возможностями формирования тонких стенок; для *Ti-6Al-4V* типичный диапазон фракций порошка составляет 15–45 мкм [24]. Геометрия изделия должна учитывать требования самоподдерживаемости и ориентации в процессе печати, а выраженные термические градиенты могут приводить к остаточным напряжениям и деформациям, особенно в тонких пластинах, что требует термообработки и последующей доводки [25]. В связи с этим особое значение приобретают вопросы стандартизации, неразрушающего контроля и оценки variability изделий [26].

Численное моделирование, прежде всего метод конечных элементов, рассматривается как один из основных инструментов разработки новых конструкций имплантатов [27]. С его помощью оценивают прочность и жесткость пластин, прогнозируют распределение напряжений в системе и моделируют процесс заживления в зависимости от условий фиксации [27]. Для решетчатых пластин этот подход особенно важен, поскольку аналитический расчет их механических характеристик затруднен. В одном из исследований была сгенерирована серия пластин с различными параметрами решетки: диагональ ячейки 2–6 мм, толщина стенки 0,5–1,0 мм, ориентация 0–45° относительно оси. На основе конечно-элементного анализа были построены регрессионные поверхности, позволившие выбрать сочетание параметров для максимального снижения жесткости при сохранении прочности [8]. Установлено, что жесткость и прочность изменяются почти одинаково, а наибольшее влияние оказывает толщина стенки решетки; увеличение диагонали ячейки и поворот решетки к 45° в среднем снижали жесткость. Минимальная жесткость составила 2 305 Н/мм против 7 228 Н/мм у монолитной пластины, т. е. уменьшилась на 68 %, а средние напряжения в костной мозоли увеличились на 53,8 % [8].

Другим важным направлением является топологическая оптимизация, позволяющая находить оптимальное распределение материала внутри заданного контура с целью уменьшения жесткости или массы при сохранении прочности и допустимых перемещений [5, 28]. Применение данного подхода к пластинам приводит к формированию нетривиальных конструкций

с вырезами и внутренними полостями (рис. 3). Так, при оптимизации пластин типа *LCP* с уменьшением объема на 25 %, 45 % и 75 % было получено 36 вариантов с пониженной эквивалентной жесткостью; в модели фиксации перелома использование таких пластин увеличивало напряжения в месте перелома, а максимальный прирост достигал 37 % по сравнению с исходной пластиной [28].

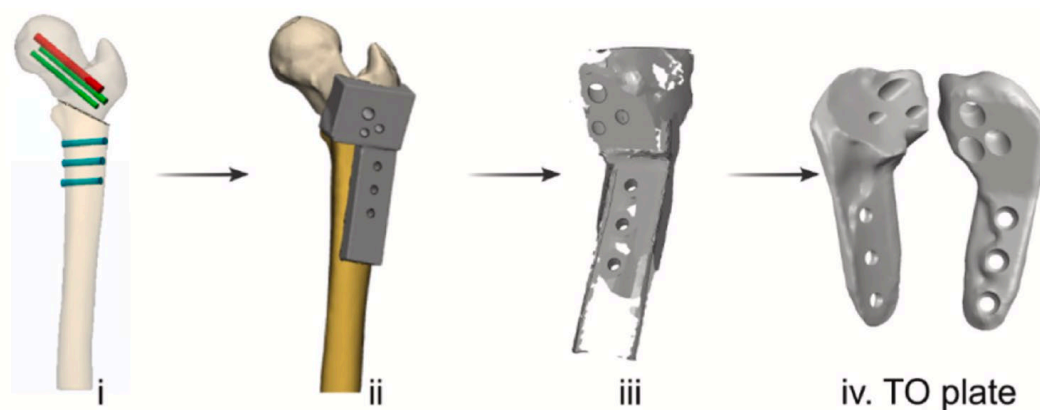


Рис. 3. Этапы проектирования топологически оптимизированной пластины для проксимального отдела бедренной кости:

- (i) построение модели и задание нагрузок; (ii) размещение пластины и определение зон крепления; (iii) результат оптимизации;
- (iv) финальная геометрия пластины после постобработки [5]

Помимо прочностных расчетов, развивается механорегулируемое моделирование заживления, в котором к конечно-элементной модели добавляются правила тканевой дифференцировки в зависимости от деформаций и давления. Так, при деформациях менее 5 % прогнозируется костеобразование, при деформациях менее 15 % и давлении более 0,15 МПа – энхондральное окостенение, а при более высоких деформациях преобладает формирование соединительной ткани [29]. В исследовании, посвященном фиксации перелома нижней челюсти, у сплошной пластины межфрагментарная деформация была чрезмерной, тогда как оптимизированные топологически пористые варианты обеспечивали более благоприятные величины микросмещений и позволяли прогнозировать более раннее формирование костного сращения [30].

Персонализированные 3D-печатные титановые пластины с пористой структурой в клинических сериях демонстрируют улучшение фиксации сложных переломов бедренной кости и более быстрое восстановление функции по сравнению со сплошными пластинами [22]. Вместе с тем имеющиеся данные пока ограничены небольшим числом наблюдений и короткими сроками наблюдения, а вопросы долгосрочной выносливости и клинической надежности пористых конструкций остаются открытыми [22].

Заключение. Проведенный анализ литературы показывает, что совершенствование пластин для остеосинтеза бедренной кости в настоящее

время связано не столько с заменой традиционных металлических материалов, сколько с переходом к расчетно-обоснованному проектированию их структуры и, как следствие, механического поведения. Основной проблемой сплошных титановых и стальных пластин остается высокая жесткость, приводящая к экранированию напряжений, снижению физиологической нагрузки на костную ткань и ограничению межфрагментарных микроперемещений, необходимых для вторичного типа заживления перелома.

Наиболее перспективным направлением решения данной проблемы является топологическая оптимизация, позволяющая целенаправленно перераспределять материал внутри заданного объема пластины в соответствии с условиями нагружения и требованиями прочности. В сочетании с решетчатыми и градиентно-пористыми архитектурами данный подход дает возможность снижения осевой и изгибной жесткости конструкции без критического ухудшения ее несущей способности. При этом решетчатая структура должна рассматриваться не как самостоятельная цель проектирования, а как один из инструментов реализации топологически оптимизированной модели имплантата.

Развитие аддитивных технологий, прежде всего *SLM* и *EBM*, сделало практически осуществимым изготовление титановых пластин сложной внутренней геометрии, включая конструкции с функционально неоднородным распределением материала. Одновременно методы конечно-элементного анализа и механорегулируемого моделирования заживления обеспечили возможность количественной оценки влияния геометрии пластины на распределение напряжений, межфрагментарную деформацию, жесткость фиксации и предполагаемые условия остеорепаляции. Совокупность представленных в литературе данных свидетельствует о том, что топологически оптимизированные решетчатые пластины потенциально способны обеспечивать более благоприятный механический режим в зоне перелома по сравнению со сплошными конструкциями.

Вместе с тем имеющиеся данные пока в значительной степени основаны на конечно-элементных расчетах, экспериментальных исследованиях и ограниченных клинических испытаниях. Клинические публикации в совокупности показывают, что персонализированные титановые пластины наиболее перспективны при сложных и многооскольчатых переломах, где особенно важны точное соответствие имплантата анатомии кости, упрощение репозиции и снижение необходимости интраоперационной адаптации пластины. В этих случаях отмечаются более точное восстановление формы сегмента, хорошие ранние функциональные результаты и благоприятная динамика консолидации места перелома. Однако клинический эффект в представленных сериях в большей степени связан с индивидуализацией формы и точностью установки имплантата, чем с доказанным преимуществом именно топологически оптимизированной или решетчатой внутренней архитектуры. Недостаточно изученными остаются вопросы усталостной долговечности, влияния отклонений реальной геометрии от проектной

модели, стабильности механических свойств после аддитивного изготовления, а также отдаленных клинических результатов применения таких имплантатов. Это определяет необходимость дальнейших исследований, включающих стандартизированные механические испытания и более крупные клинические наблюдения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Li, J., Qin, L., Yang, K., Ma, Z., Wang, Y., Cheng, L., Zhao, D. / Materials evolution of bone plates for internal fixation of bone fractures: A review / Li J., L. Qin, K Yang [et al.] // Journal of Materials Science & Technology. – 2020. – № 36. – С. 190–208.
2. Череватый, Н. Накостный остеосинтез при лечении взрослых пациентов с переломами дистального отдела бедренной кости: история, настоящее, перспективы / Н. Череватый, Л. Соломин // Гений ортопедии. – 2021. – № 27(1). – С. 104–111.
3. Xu, W. / Metal additive manufacturing of orthopedic bone plates: An overview / W. Hu, A. Nassehi, F. Liu // Materials Science in Additive Manufacturing. – 2023. – № 2(4). – С. 2113.
4. Effect of lattice type on biomechanical and osseointegration properties of 3D-printed porous Ti6Al4V scaffolds / Liu J., Wang K., Wang R. [et al.] // International Journal of Bioprinting. – 2024. – № 10(2). – С. 1698.
5. 3D printed patient-specific fixation plates for the treatment of slipped capital femoral epiphysis: Topology optimization vs. conventional design / Moosabeiki, V., de Winter, N., Cruz Saldivar [et al.] // Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials. – 2023. – № 148. – С. 106173.
6. Augat, P. / Evolution of fracture treatment with bone plates / Augat, P., Rüden, C. von // Injury. – 2018. – № 49. – С. S2–S7.
7. Fracture fixation in extremity trauma with carbon fiber-reinforced polyetheretherketone (CFR-PEEK) plates: evidence today / Chloros, G., Prodromidis, A., Wilson, J. [et al.] // European Journal of Trauma and Emergency Surgery. – 2022. – [б.с.].
8. Investigation of lattice infill parameters for additively manufactured bone fracture plates to reduce stress shielding / Subasi, O., Karaismailoglu, B., Ashkani-Esfahani [et al.] // Computers in Biology and Medicine. – 2023. – № 161. – С. 107062.
9. Huang, C. Mechanotransduction in bone repair and regeneration / C. Huang, R. Ogawa // The FASEB Journal. – 2010. – № 24(10). – С. 3625–3632.
10. Bone ingrowth and stress shielding with a porous surface coated fracture fixation plate / R. M. Pillar, H. U. Cameron, A. G. Binnington [et al.] // Journal of Biomedical Materials Research. – 1979. – № 13(5). – С. 799–810.
11. Cordey, J. Stress protection due to plates: myth or reality? A parametric analysis made using the composite beam theory / J. Cordey, S. Perren, S. Steinemann // Injury. – 2000. – № 31 Suppl 3. – С. C1–13.
12. Tanveer, M., Klein, K., Rechenberg, B., Darwiche, S., Dailey, H. / Don't mind the gap: reframing the Perren strain rule for fracture healing using insights from virtual mechanical testing / M. Tanveer, K. Klein, B. Rechenberg [et al.] // Bone & Joint Research. – 2025. – № 14. – С. 5–15.
13. The influence of biomechanical stability on bone healing and fracture-related infection: the legacy of Stephan Perren / A. L. Foster, T. F. Moriarty, C. Zalavras [et al.] // Injury. – 2021. – № 52(1). – С. 43–52.
14. / Advances in Dynamization of Plate Fixation to Promote Natural Bone Healing / M. Bottlang, S. Shetty, C. Blankenau [et al.] // Journal of Clinical Medicine. – 2024. – № 13. – С. 2905.

15. Haase, K. A discussion on plating factors that affect stress shielding using finite element analysis / K. Haase, G. Rouhi // *Journal of Biomechanical Science and Engineering*. – 2010. – № 5(2). – С. 129–141.
16. Distefano, F. Titanium lattice structures produced via additive manufacturing for a bone scaffold: a review / F. Distefano, S. Pasta, G. Epasto // *Journal of Functional Biomaterials*. – 2023. – № 14. – С. 125.
17. Sanjairaj, V. A new design of 3D-printed orthopedic bone plates with auxetic structures to mitigate stress shielding and improve intra-operative bending / V. Sanjairaj, A. Gopinath, W. Lu // *Bio-Design and Manufacturing*. – 2020. – № 3. – [w. p.].
18. Foam topology: Bending versus stretching dominated architectures / V. Deshpande, M. Ashby, N. Fleck // *Acta Materialia*. – 2001. – № 49. – С. 1035–1040.
19. Furat, M. A new porous fixation plate design using the topology optimization / M. Furat, I. Kaymaz, I. Korkmaz // *Medical Engineering & Physics*. – 2021. – № 92. – С. 24.
20. Experimental study of a 3D printed permanent implantable porous Ta-coated bone plate for fracture fixation / B. Liu, Z. Ma, J. Li [et al.] // *Bio-active Materials*. – 2022. – № 10. – С. 269–280.
21. Биосовместимость и костная интеграция титановых ИМ-плантатов различной пористости с кальций-фосфатным покрытием и без покрытия / А. А. Корытькин, Н. Ю. Орлинская, Я. С. Новикова [и др.] // *Современные технологии в медицине*. – 2021. – v№ 13(2). – С. 52–58.
22. Combining 3D printing technology with customized metal plates for the treatment of long segment femoral shaft comminuted fractures / R. Hu, Y. Liang, H. Liu [et al.] // *Frontiers in Surgery*. – 2026. – № 13. – [w. p.].
23. Topology optimised metallic bone plates produced by electron beam melting: a mechanical and biological study / A. Al-Tamimi, B. Huang, C. Vyas [et al.] // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2019. – № 104. – [w. p.].
24. Langelaar, M. An additive manufacturing filter for topology optimization of print-ready designs / M. Langelaar // *Structural and Multidisciplinary Optimization*. – 2017. – № 55. – [w. p.].
25. A critical review on additive manufacturing of Ti-6Al-4V alloy: microstructure and mechanical properties / H. D. Nguyen, A. Pramanik, A. Basak [et al.] // *Journal of Materials Research and Technology*. – 2022. – № 18. – С. 4641–4661.
26. 510(k) Premarket Notification: K010170–TRIDENT POROUS TITANIUM ACETABULAR COMPONENT // U.S. Food and Drug Administration. (n.d.) . – URL: <https://www.accessdata.fda.gov/scripts/cdrh/cfdocs/cfpmn/pmn.cfm?id=K010170> (дата обращения: 10.04.2026).
27. Bone fracture healing in mechanobiological modeling: A review of principles and methods / M. Ghiasi, J. Chen, A. Vaziri [et al.] // *Bone Reports*. – 2017. – № 6. – [w. p.].
28. Stress analysis in a bone fracture fixed with topology-optimised plates / A. Al-Tamimi, C. Quental, J. Folhado [et al.] // *Biomechanics and Modeling in Mechanobiology*. – 2020. – № 19. – [w. p.].
29. Effects of mechanical factors on the fracture healing process / H. Claes, C. Heigele, C. Neidlinger-Wilke [et al.] // *Clinical Orthopaedics and Related Research*. – 1998. – № 355S. – С. S132–S147.
30. Computational modelling and optimization of porous plates for mandibular fracture fixation accounting for bone healing / A. Mehboob, I. Barsoum, H. Mehboob [et al.] // *Materials & Design*. – 2025. – № 254. – С. 114060.
31. Biodegradable magnesium alloys developed as bone repair materials: A review / C. Liu, Z. Ren, Y. Xu [et al.] // *Scanning*. – 2018. – С. 1–15.

32. Fabrication of a lattice structure with periodic open pores through three-dimensional printing for bone in-growth / J. Park, H. Park, J. Kim [et al.] // Scientific Reports. – 2022. – № 12. – [w. p.].

33. Biological fixation of customized implants for post-traumatic acetabular deformities and defects / В. А. Базлов, А. А. Пронских, А. А. Корыткин [и др.] // Гений ортопедии. – 2023. – № 29(6). – С. 609–614.

34. Rouhi, G. A brief introduction into orthopedic implants / G. Rouchi, M. Amani // Screws, plates, and nails. – 2013. – [w. p.].

Поступила 20.04.2026

УДК 625.1.5

Пронкевич С. А.¹, Хлебус А. С.²

**ПОВЫШЕНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ
 ГИБКОЙ РЕЛЬСО-СТРУННОЙ ПУТЕВОЙ СТРУКТУРЫ ЗА СЧЕТ
 ЖЕСТКИХ СВЯЗЕЙ МЕЖДУ РЕЛЬСОМ И ГРОЗОЗАЩИТНЫМ
 ТРОСОМ**

1. Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь

2. ЗАО «Струнные технологии», Минск, Беларусь

В данной работе представлено оригинальное инженерное решение для повышения аэродинамической устойчивости гибких рельсо-струнных путевых структур при воздействии бокового ветра. Предлагаемый подход заключается в установке жестких диэлектрических связей между рельсом и верхним грозозащитным тросом.

С помощью модального анализа и CFD-моделирования в программном комплексе Ansys Fluent выполнена оценка динамического отклика рельсо-струнной конструкции до и после установки жестких связей. Результаты показывают, что добавление одной жесткой связи в середине каждого пролета длиной 258 м почти вдвое увеличивает минимальную частоту собственных крутильных колебаний (с 0,539 Гц до 1,039 Гц), практически не влияя на частоту вертикальных колебаний (0,445 Гц против 0,446 Гц). Как следствие, при скорости ветра 15–23 м/с амплитуды вертикальных и крутильных колебаний снижаются на два порядка, что эффективно подавляет флаттер. Экспериментальное подтверждение за три года эксплуатации показывает отсутствие крупноамплитудных аэроупругих неустойчивостей.

Предложенное решение является экономически эффективным, не препятствует движению подвижного состава и может быть легко применено для аналогичных гибких направляющих структур.

Введение. Струнная транспортная система – транспортная система эстакадного типа, основанная на применении предварительно напряженных струнных рельсов, беспилотных транспортных средств и автоматизированных систем управления струнным транспортным комплексом [1].

Путевые структуры, построенные на основе струнных технологий, в сравнении с классическими надземными транспортными системами второго уровня при одинаковой пропускной способности обладают рядом преимуществ, среди которых наиболее значимые это низкая материалоемкость, простота монтажа и сроки возведения конструкции, относительно невысокие эксплуатационные затраты на электроэнергию и техобслуживание, экологичность, высокая плавность хода подвижного состава, низкие уровни шума и вибраций [2–4].

Отдельно можно выделить гибкий тип струнно-рельсовых путевых структур, в которых вертикальный прогиб зависит от усилия натяжения и температуры, а несущие струны и струнные рельсы идут параллельно друг другу в центральной части пролета [1]. Применение данного типа структур наиболее перспективно и целесообразно при умеренном или непостоянном потоке пассажиров и грузов при пересечении местности со сложным рельефом и преодолении природных преград (реки, озера, каньоны, заболоченная местность), а также в рекреационных зонах (парки, заповедники). Примером практической реализации гибкой путевой структуры является транспортно-инфраструктурный комплекс «Юнилайт», расположенной в экопарке «Акварель», г.Марьины Горка, Республика Беларусь, введенный в эксплуатацию в 2023 году (рис. 1).

Путевая структура представлена двумя анкерными и четырьмя промежуточными опорами с одной поворотной опорой (рис. 2). Общая протяженность пути – около 1 120 метров, максимальная длина пролета – 258 метров, предварительное натяжение несущих элементов пути – 42 тонны, погонная масса элементов рельса – не более 9 кг.

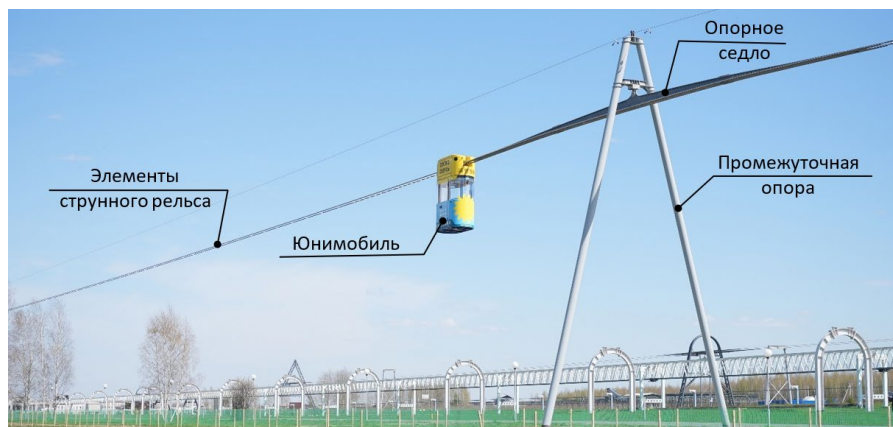


Рис. 1. Пятипролетная гибкая путевая структура «Юнилайт» общей длиной 1 120 метров в г. Марьины Горка, Республика Беларусь

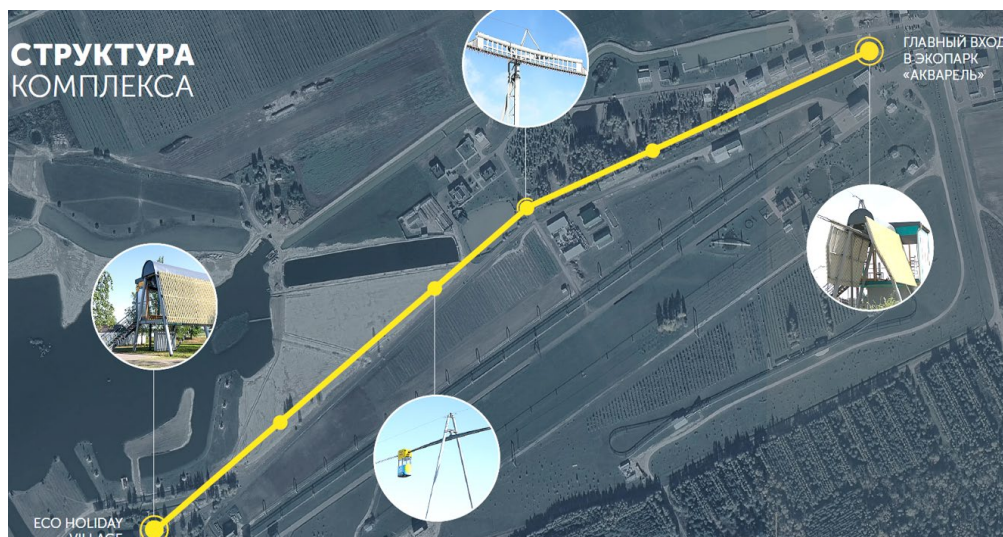


Рис. 2. Схема струнной транспортной системы в составе транспортно-инфраструктурного комплекса «Юнилайт» на территории экопарка «Акварель»

Однако находясь на высоте около 12 метров над уровнем земли или водной поверхности и имея длину пролетов более 200 метров, при ветровом воздействии струнный рельс может быть подвержен различного рода аэродинамическим колебаниям. Одним из потенциально опасных видов такого рода динамической неустойчивости является флаттер, которому также подвержены пролетные конструкции вантовых мостов при превышении критической скорости ветра [5–7].

Для восприимчивости конструкции к флаттеру должны выполняться три условия в следующей последовательности [8]:

- протяженная в длину конструкция должна иметь поперечное сечение подобное пластине с соотношением размеров высоты к ширине менее 0,25;
- центр кручения относительно продольной оси максимально приближен к центру тяжести поперечного сечения конструкции;
- минимальная частота собственных крутильных колебаний меньше двойного значения минимальной частоты собственных вертикальных колебаний.

Струнный рельс гибкой путевой структуры «Юнилайт» (рис. 3) состоит из двух ветвей, каждая из которых включает два несущих высокопрочных каната и алюминиевый корпус, с шагом два метра ветви соединены композитными перемычками, что обеспечивает постоянную ширину колеи.

Геометрическая форма поперечного сечения струнного рельса оптимизирована для качения колес транспортных модулей и не похожа на прямоугольную пластину, по внешним габаритам отношение высоты к ширине составляет около 0,08. В тестовый период после завершения строительства путевой структуры при боковом ветре свыше 15 м/с отмечалась склонность струнного рельса к вертикально-крутильным колебаниям с нарастающей амплитудой до 1–1,5 метра на самых длинных пролетах. Частое повторение данных явлений могло негативно повлиять на долговечность элементов конструкции и существенно сократить проектный срок службы транспортного

пути, поэтому требовалась выработка эффективного инженерного решения, которое повысило бы аэродинамическую устойчивость струнного рельса и при этом не препятствовало функционированию струнной транспортной системы и не требовало существенных экономических затрат.



Рис. 3. Конструкция струнного рельса гибкой путевой структуры в составе транспортно-инфраструктурного комплекса «Юнилайт»

1. Обоснование инженерного решения. По результатам модального анализа гибкой путевой структуры в специализированном программном обеспечении на основе полноразмерной конечно-элементной модели было установлено, что минимальная собственная частота крутильных колебаний струнного рельса составила 0,539 Гц, что меньше двойного значения минимальной частоты собственных вертикальных колебаний 0,445 Гц (рис. 4). Это также указывало на склонность конструкции к флаттеру при достижении критической скорости бокового ветра, которая по результатам CFD-анализа составила около 15 м/с.

В сфере исследования аэродинамики линий электропередач также выделяют низкочастотные (0,15–1,0 Гц) колебания со значительными амплитудами, обусловленные изменением действующей на провод с гололедом подъемной силы при изменении угла атаки ветрового воздействия. Данное явление получило название «пляски» проводов [9], а для борьбы с ним наибольшее практическое применение получили маятниковые гасители различных конструктивных схем (рис. 5).

Однако для обеспечения безопасного движения транспорта по струнному рельсу применение подобных гасителей не представлялось возможным, а пространство «тоннелей» тяговых модулей предполагало выход креплений только вертикально вверх (рис. 6, а).

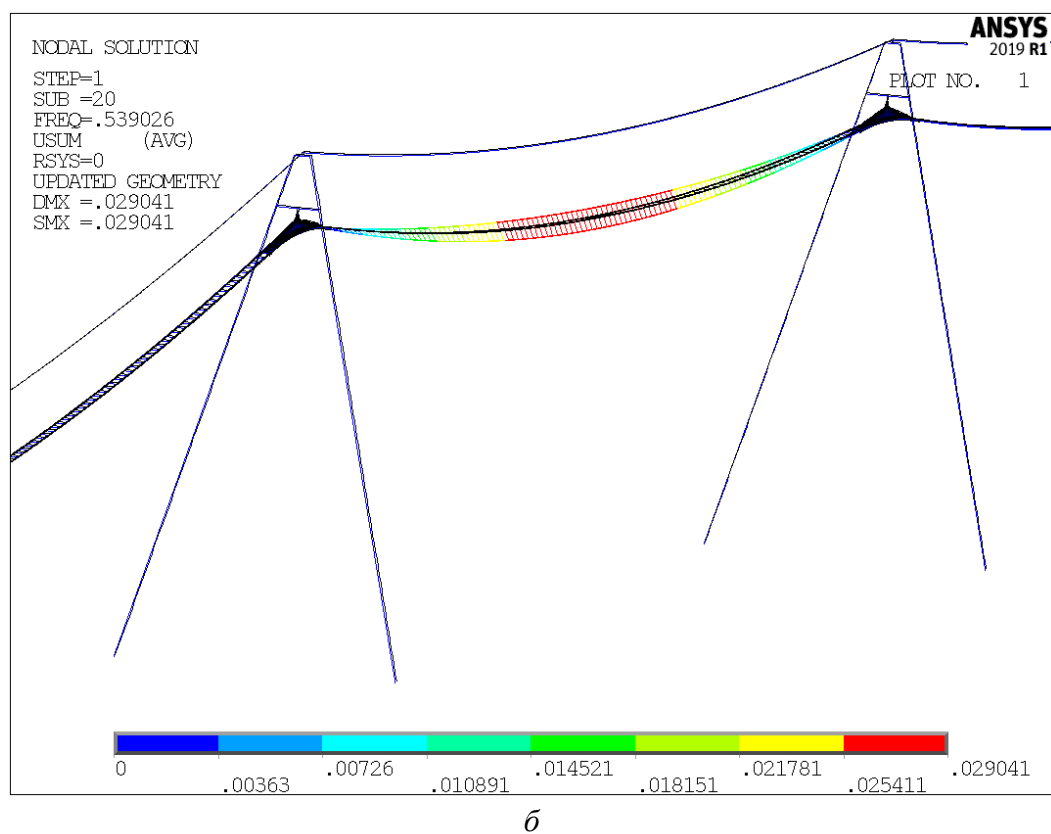
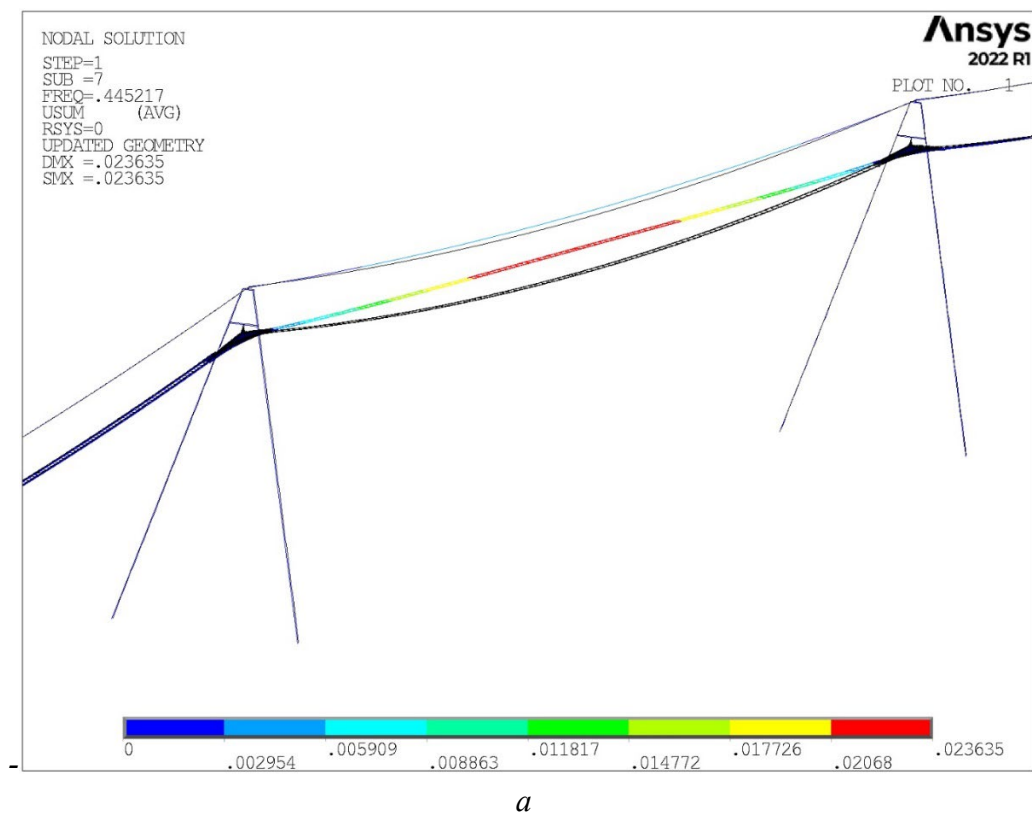


Рис. 4. Минимальные частоты собственных колебаний струнного рельса на самом длинном пролете 258 метров:
a – вертикальные поступательные колебания 0,445 Гц;
б – крутильные колебания 0,539 Гц

Идея оригинального и нестандартного решения стала возможным благодаря наличию на путевой структуре натянутого над рельсом троса диаметром всего 9,1 мм. Его основная функция – защита элементов пути от ударов молнии во время грозы, но в то же время он мог послужить опорой для установки жестких диэлектрических связей со струнным рельсом (рис. 6, б), что локально ограничивало его поворот и теоретически увеличивало минимальную частоту собственных крутильных колебаний.

Инженерные расчеты подтвердили, что установка подобных связей по одной в середине каждого пролета (рис. 7) практически не влияет на минимальное значение частоты вертикальных собственных колебаний, но почти вдвое увеличивает минимальную частоту крутильных собственных колебаний (рис. 8). Последующий *CFD*-анализ колебаний струнного рельса при ветровом воздействии до и после установки жестких связей доказал значительное улучшение аэродинамической устойчивости и исключение явления флаттера при максимальной для данного региона скорости ветра 23 м/с.

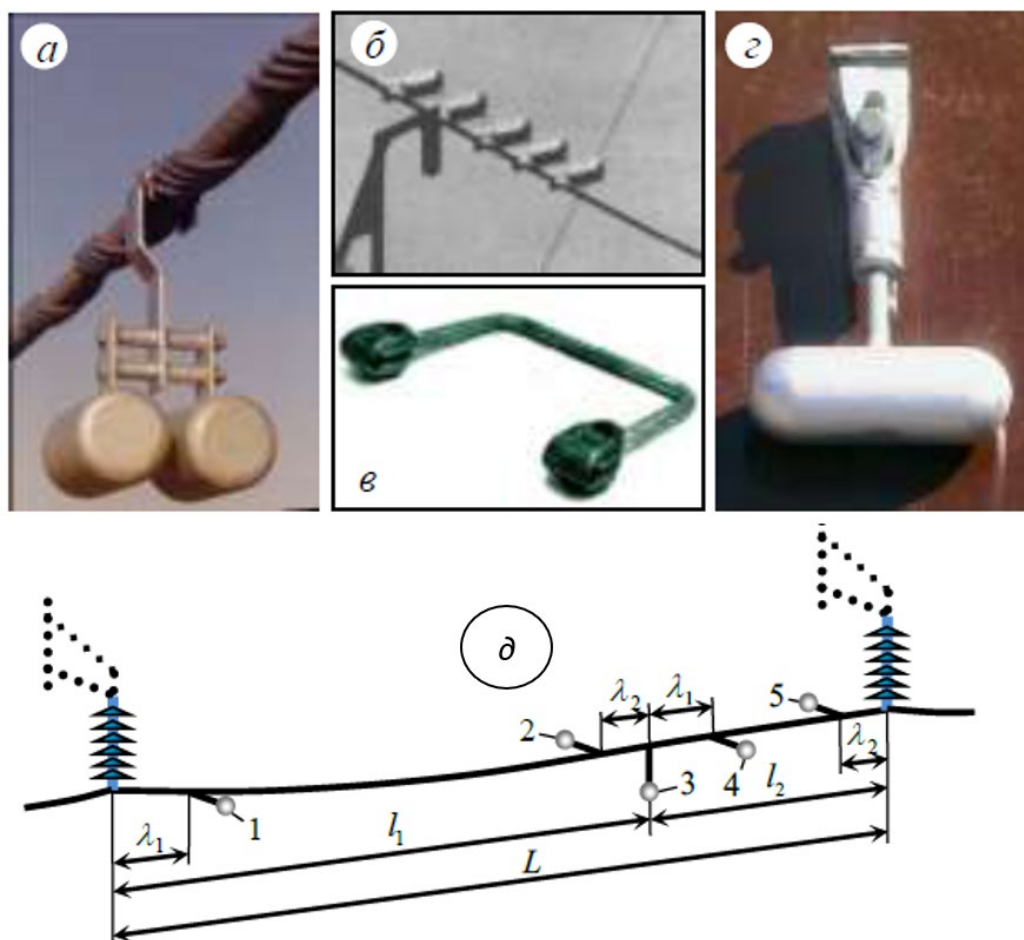


Рис. 5. Примеры гасителей вертикально-крутильных колебаний ЛЭП (пляски проводов):

- a* – расстраивающий маятник Хаварда (Канада); *б* – эксцентриковые грузы (США);
- в* – гасители пляски проводов ГПП (Россия); *г* – гасители пляски проводов ГП (Россия);
- д* – комбинированные схемы установки маятников, расположенных вертикально и горизонтально

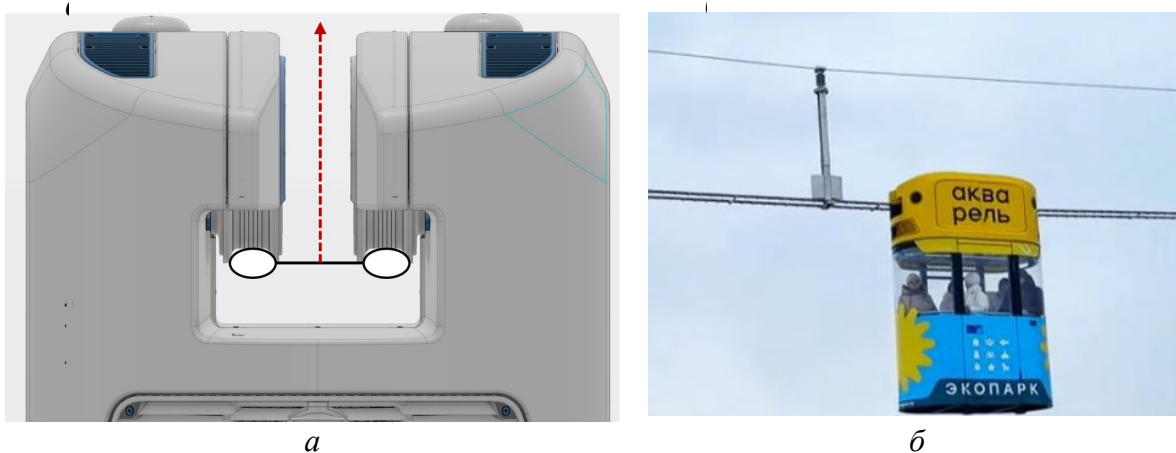


Рис. 6. Тяговой модуль:

a – Общий вид «тоннеля» тягового модуля, который накладывает ограничения на возможное расположение маятниковых гасителей – выход креплений допускается только вертикально вверх; *б* – жесткая связь с диэлектрической вставкой между струнным рельсом и тросом грозозащиты

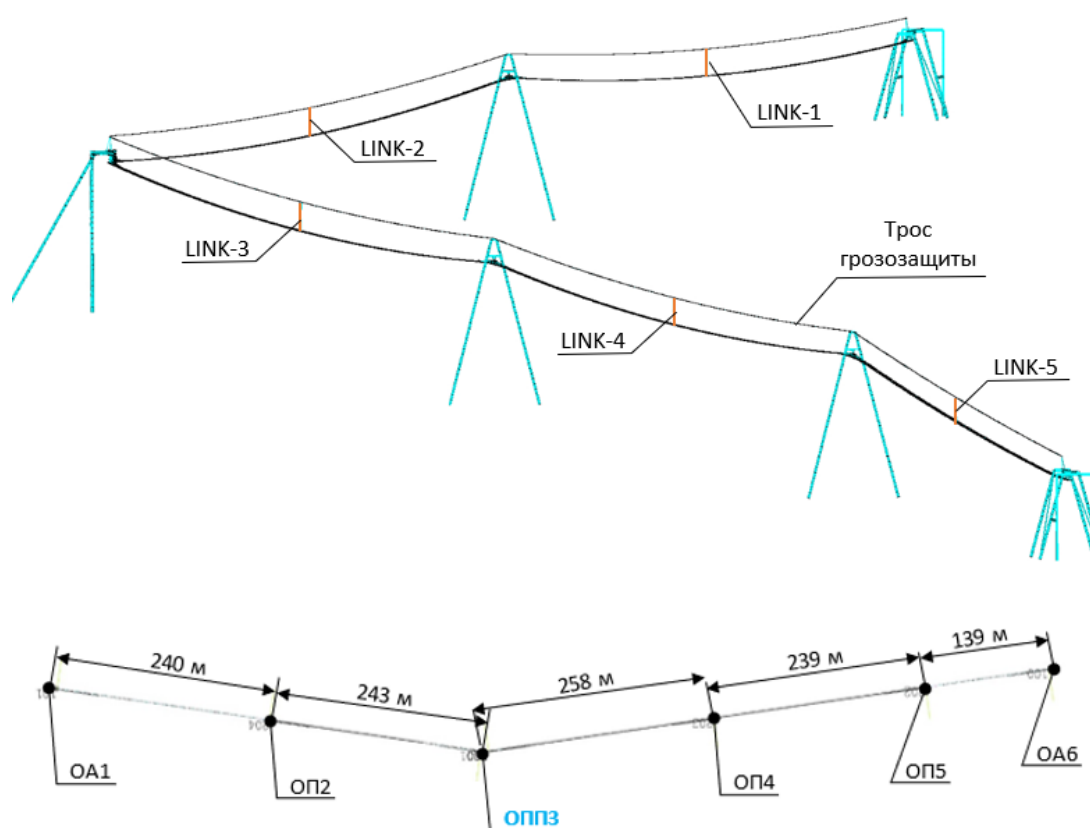


Рис. 7. Общий вид расчетной конечно-элементной модели путевой структуры:

OA – опора анкерная, *OP* – опора промежуточная,
ОПП – опора промежуточная поворотная

Методы проверки. Метод проверки предложенного решения – *CFD*-анализ в программной среде *Ansys Fluent*.

Цель CFD-анализа – расчет и сравнение амплитуд вертикальных и крутильных колебаний струнного рельса до и после применения жестких связей с тросом грозозащиты.

Для решения поставленной задачи в связанной аэроупругой постановке использована известная методика [10–12], согласно которой расчетная схема (рис. 9) представляет собой двумерный профиль поперечного сечения рельса, подвешенный в пространстве на двух пружинах – линейной в вертикальном направлении и крутильной. На вход подается ветер постоянной скорости, а на каждом шаге расчета происходит перестроение расчетной сетки (рис. 10) и пересчет подъемной силы и крутящего момента. Значение демпфирования пружин принято 0,01 на основании натурных измерений.

Значения жесткостей для вертикальной и крутильной пружин расчетной модели определены по следующим формулам:

$$K_h = \gamma^2 \times 4\pi^2 \times m, \quad (1)$$

$$K_\theta = \nu^2 \times 4\pi^2 \times J, \quad (2)$$

где K_h – жесткость вертикальной пружины, Н/м;

γ – минимальное значение собственной частоты вертикальных колебаний, Гц;

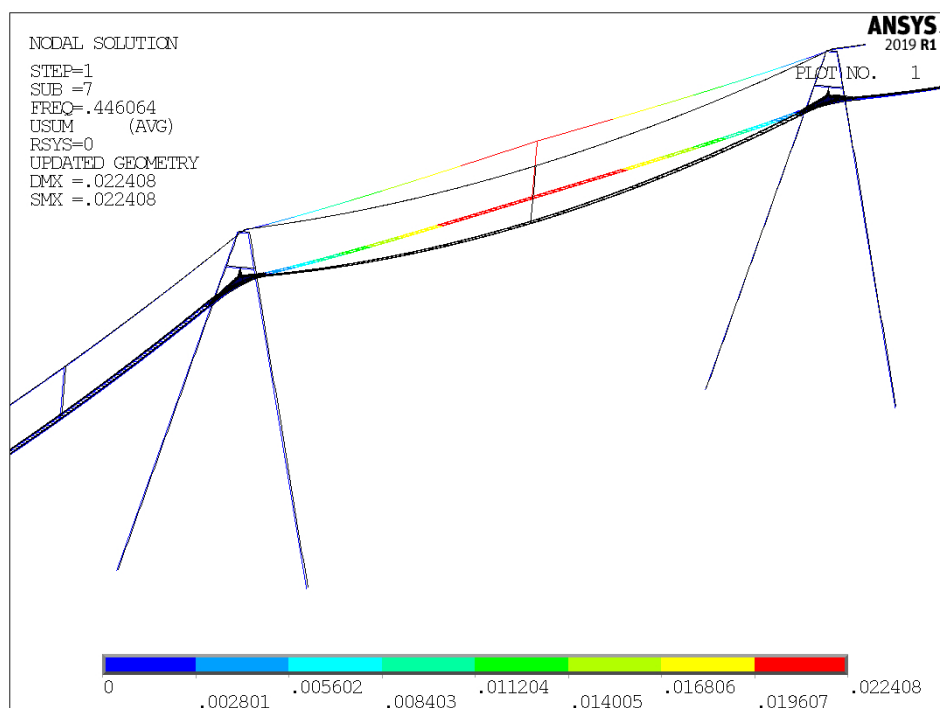
m – масса одного метра погонного струнного рельса с учетом перемычек, кг;

K_θ – жесткость крутильной пружины, Н·м/рад;

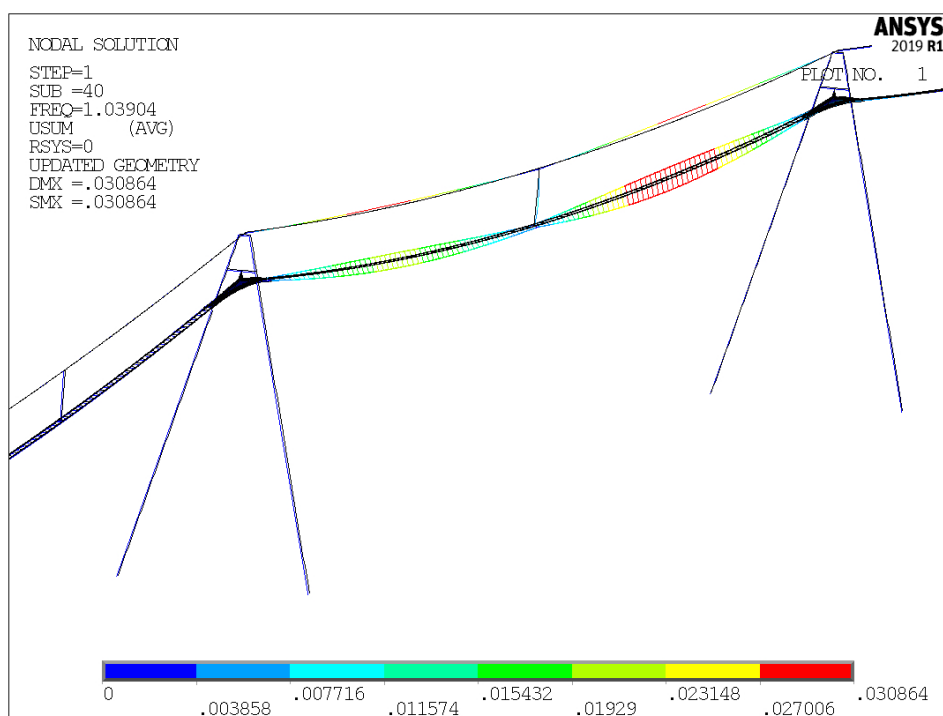
ν – минимальное значение собственной частоты крутильных колебаний, Гц;

J – момент инерции одного метра погонного струнного рельса относительно продольной оси, кг·м².

Результаты моделирования. По результатам CFD-анализа получены аэродинамические колебания струнного рельса при различных скоростях ветра от 10 до 23 м/с. Как видно из графиков (рис. 11), без применения жестких связей между струнным рельсом и тросом грозозащиты устойчивые колебания со значительными амплитудами наблюдаются уже при 15 м/с, а при 20–23 м/с амплитуды вертикальных колебаний увеличиваются до 1,5–2 метров на самом длинном пролете с поворотом поперечного сечения до ± 30 градусов.



a



б

Рис. 8. Минимальные частоты собственных колебаний струнного рельса на самом длинном пролете 258 метров после применения жестких связей:
a – вертикальные поступательные колебания 0,446 Гц;
б – крутильные колебания 1,039 Гц

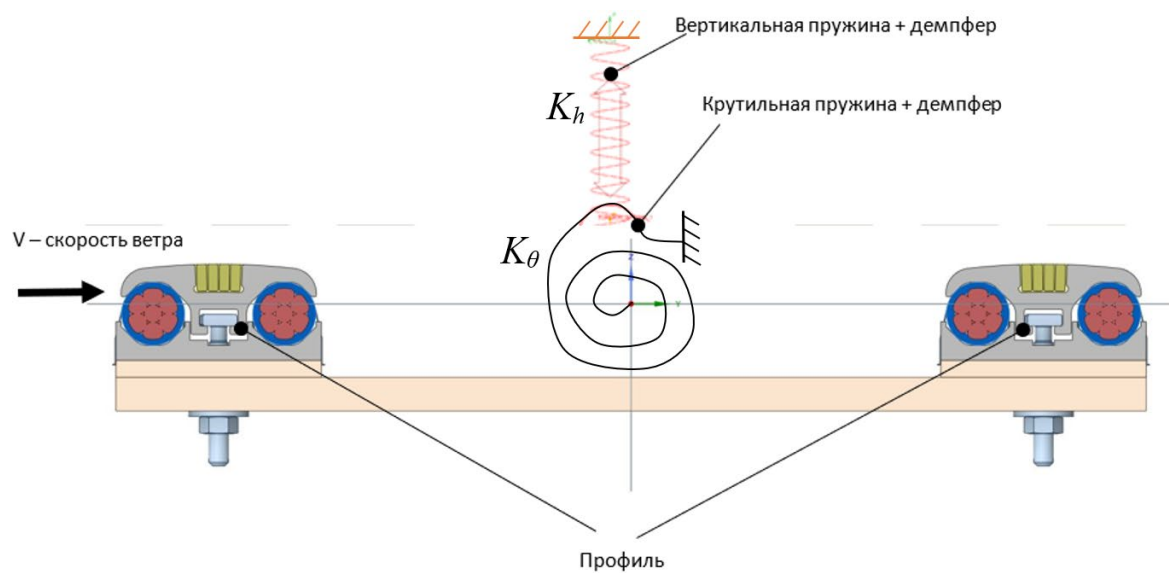


Рис. 9. Общий вид расчетной схемы для имитационного моделирования динамического отклика струнного рельса на воздействие бокового ветра

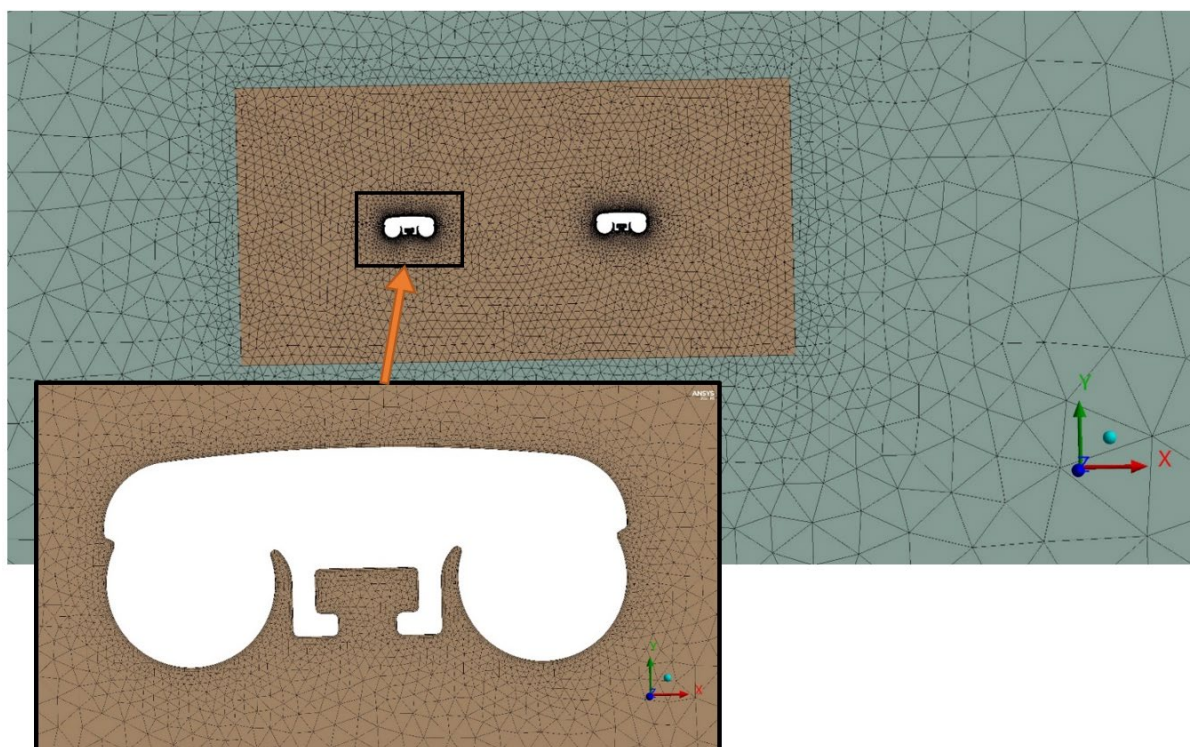


Рис. 10. Общий вид 2D конечно-элементной сетки для CFD-анализа в Ansys Fluent

Таблица 1 – Исходные данные для CFD-анализа в Ansys Fluent

Параметр	Струнный рельс	
	Вариант без жесткой связи с тросом грозозащиты	Вариант с жесткой связью с тросом грозозащиты
Погонная масса струнного рельса, кг	8,2	8,2
Момент инерции погонного метра струнного рельса относительно продольной оси, $\text{кг} \cdot \text{м}^2$	0,147	0,147
Низшая собственная частота вертикальных колебаний, Гц	0,445	0,446
Низшая собственная частота крутильных колебаний, Гц	0,539	1,039
Жесткость вертикальной пружины, Н/м	64,1	64,4
Жесткость крутильной пружины, Н·м/рад	1,44	5,35



a



б

Рис. 11. Графики вертикальных (*a*) и крутильных (*б*) колебаний струнного рельса при различных скоростях поперечного ветрового воздействия без применения жесткой связи с тросом грозозащиты

На рис. 12 наглядно показан эффект после установки жестких связей при скорости ветра 15–23 м/с, в табл. 2 приведена количественная оценка предложенного решения для повышения аэродинамической устойчивости струнного рельса.



$a - 15 \text{ м/с}$



$b - 17 \text{ м/с}$

Рис. 12. Влияние применения жесткой связи между струнным рельсом и тросом грозозащиты на аэродинамические колебания при воздействии ветра перпендикулярно продольной оси рельса: $a - 15 \text{ м/с}$; $b - 17 \text{ м/с}$; $в - 20 \text{ м/с}$; $г - 23 \text{ м/с}$

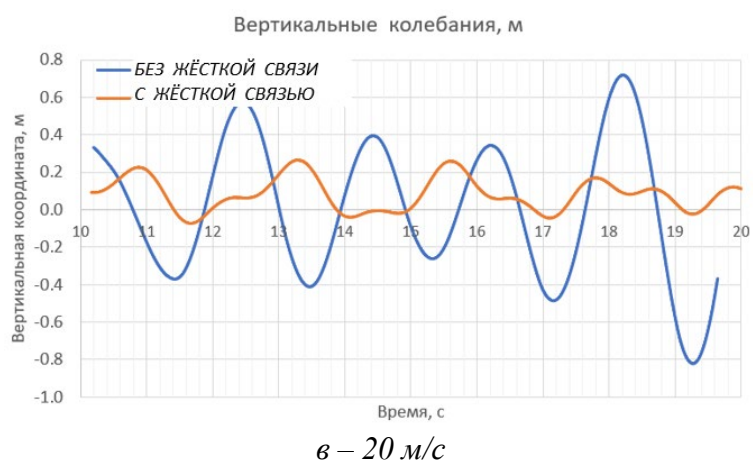
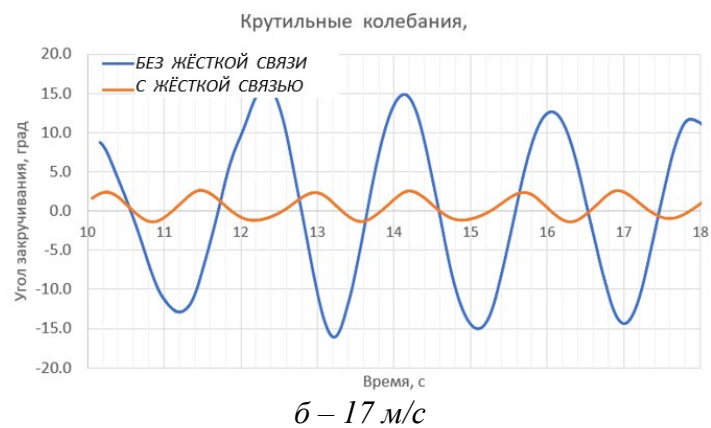


Рис. 12. Продолжение

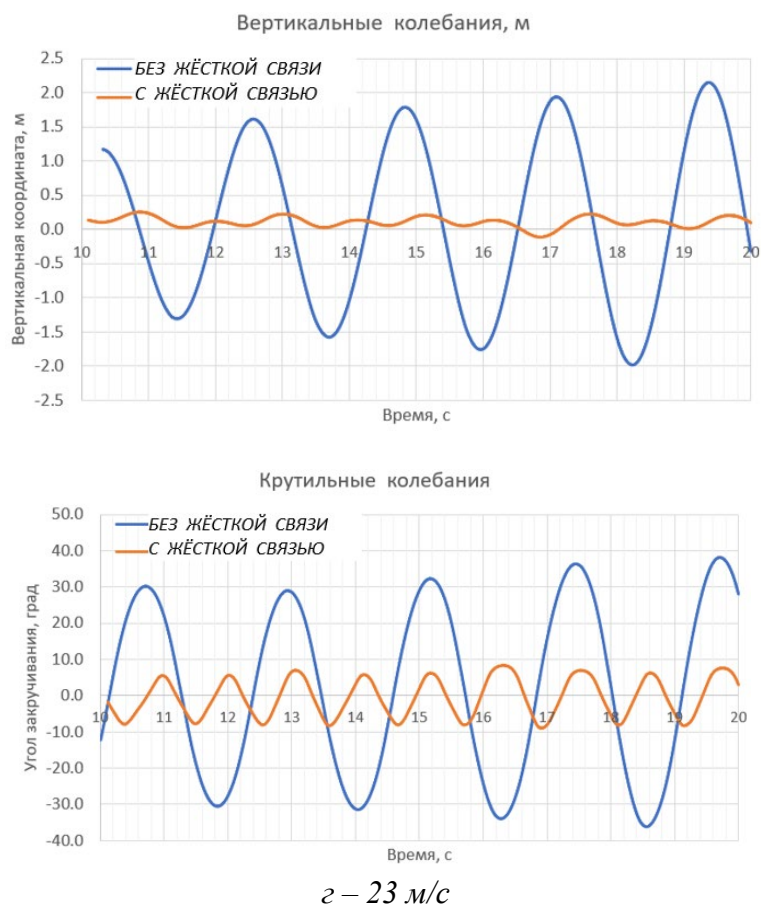


Рис. 12. Окончание

На рис. 13 показано распределение давлений, скорости потока и зон турбулентности в расчетной области при скорости ветра 23 м/с без применения жесткой связи.

Таблица 2 – Максимальные амплитуды колебаний струнного рельса по результатам CFD-анализа при скорости ветра от 10 до 23 м/с

Скорость ветра при воздействии перпендикулярно продольной оси струнного рельса, м/с	Максимальная амплитуда вертикальных колебаний струнного рельса, м		Максимальная амплитуда крутильных колебаний струнного рельса, град	
	Вариант без жесткой связи с тросом грозозащиты	Вариант с жесткой связью с тросом грозозащиты	Вариант без жесткой связи с тросом грозозащиты	Вариант с жесткой связью с тросом грозозащиты
10	± 0,01	0	± 1	0
12	± 0,03	—	± 2	—
14	± 0,3	—	± 5	—
15	± 0,5	± 0,002	± 16	± 0,3
17	± 0,7	± 0,045	± 17	± 2
20	± 0,9	± 0,15	± 35	± 6
23	± 2	± 0,2	± 38	± 8,5

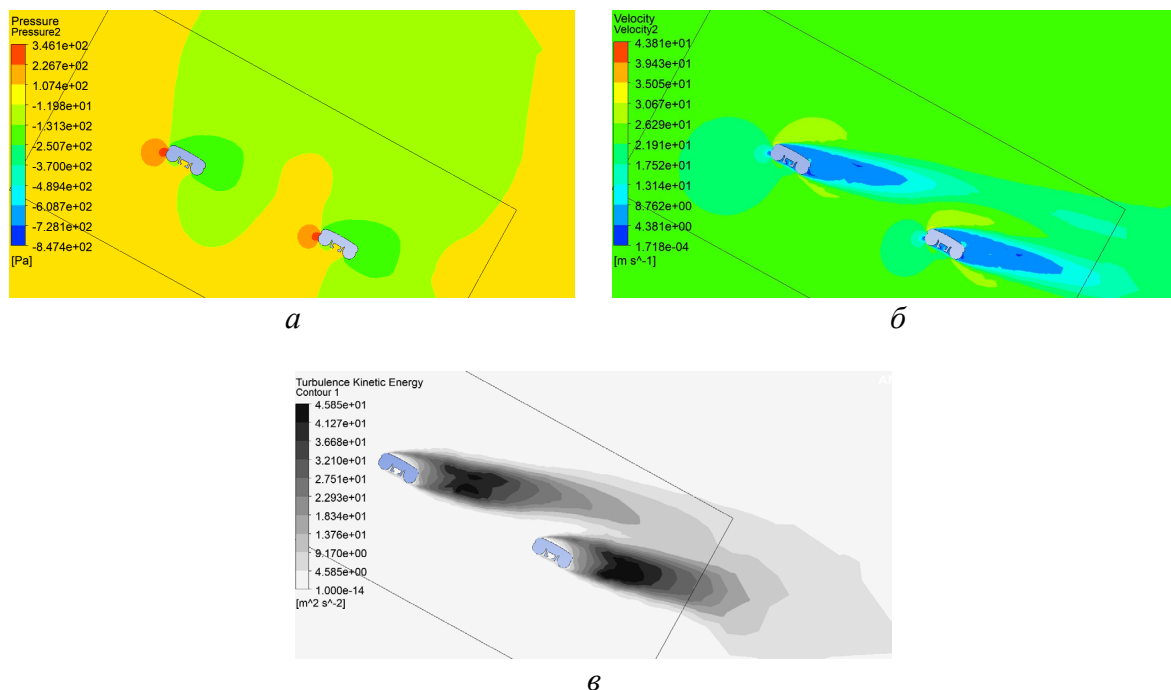


Рис. 13. Распределение давлений (а), скорости потока (б) и зон турбулентности (в) в расчетной области при скорости ветра 23 м/с без применения жесткой связи струнного рельса с тросом грозозащиты

Заключение. Таким образом, предложенное решение по применению жестких связей между струнным рельсом и грозозащитным тросом оказалось достаточно эффективным и недорогим способом повысить аэродинамическую устойчивость гибкой путевой структуры при ветровом воздействии. Представленные результаты инженерных расчетов были подтверждены практическими наблюдениями на протяжении последних трех лет за колебаниями струнного рельса при наличии бокового ветра – явление флаттера с большими амплитудами вертикальных и крутильных колебаний не выявлено.

В дальнейшем планируется продолжить исследования и наблюдения за путевой структурой. В случае выявления флаттера или других видов аэродинамической неустойчивости струнного рельса предполагается добавить жесткие связи в четверти пролетов, что увеличит крутильную жесткость струнного рельса, но при этом никак не повлияет на эксплуатационные характеристики гибкой путевой структуры.

ЛИТЕРАТУРА

1. Системы транспортные струнные. Термины и определения : СТБ 2673-2025 . – Мн. : БелГИСС, 2025 . – 40 с.
2. Юницкий, А. Э. Оценка жесткости гибкого рельса и напряженно-деформированного состояния элементов рельсо-струнной путевой структуры в центре uSky в Шардже (ОАЭ) / А. Э. Юницкий, А. С. Хлебус, М. И. Цырлин // Инновационные транспортные системы и технологии. –2022. –Т. 8. – № 3. – С. 45–62. DOI: 10.17816/transsyst20228345-62.
3. Юницкий А. Э. Влияние опорного седла на комфорт пассажиров при движении подвижного состава по гибкой рельсо-струнной путевой структуре uST / А. Э. Юницкий,

А. С. Хлебус, М. И. Цырлин // Железнодорожный транспорт и технологии: сборник трудов Всероссийской научно-практической конференции с международным участием. – Екатеринбург, 2025. – Вып. 1. – С. 210–217.

4. Юницкий А. Э. Оптимизация опорного седла по критериям комфорта пассажиров при движении подвижного состава по гибкой рельсо-струнной путевой структуре uST / А. Э. Юницкий, А. С. Хлебус, М. И. Цырлин // Железнодорожный транспорт и технологии: сборник трудов Всероссийской научно-практической конференции с международным участием. – Екатеринбург, 2025. – Выпуск 1 (263). – С. 218–227.

5. Simiu E., Wind effects on structures: fundamentals and applications to design / E. Simiu, R. H. Scanlan – 3rd ed. – New York: John Wiley & Sons, 1996. – 688 p.

6. Research on Wind Resistance Performance of a Pipeline Suspension Bridge without wind cable in Natural Wind / H. Yu, M. Zhang, T. Chen, [et al.] // Engineering Structures. – 2025. – Vol. 336. – P. 119102.

7. Дело о танцующем мосте // Synerjetics.ru. – URL: <http://www.synerjetics.ru/article/flutter.htm> (дата обращения: 05.03.2026).

8. Воздействия на конструкции. Общие воздействия. Ветровые воздействия : СН 2.01.05-2025 . – Мн. : Минстройархитектуры, 2025 . – 104 с.

9. Сергей, И. И. О моделировании пляски проводов воздушных ЛЭП и параметрическом анализе эффективности маятниковых гасителей / И. И. Сергей, А. А. Виноградов, А. Н. Данилин // Вестник ПНИПУ: Механика. – 2018. – № 4. – [б. с.].

10. Zhan, H. Flutter stability studies of Great Belt East Bridge and Tacoma Narrows Bridge by CFD numerical simulation. Proceedings of the 7th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications (BBAA7) / H. Zhan, T. Fang // Shanghai. – 2012. – P. 1518–1527.

11. Simulation of aerodynamic instability of building structures on the example of a bridge section. Part 2: Solution of the problem in a coupled aeroelastic formulation and comparison with engineering estimates / A. M. Belostotsky, I. N. Afanasyeva, I. Y. Negrozova // International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. – 2021. – no/ 17(3). P. 24–38. – DOI:10.22337/2587-9618-2021-17-3-24-38.

12. Abbas, T. Methods for flutter stability analysis of long-span bridges: a review / T. Abbas, I. Kavrakov, G. Morgenthal // Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Bridge Engineering. – 2017. – Vol. 170, № 4. – P. 271–291. – DOI: 10.1680/jbren.15.00039.

Поступила 20.04.2026

УДК 621.91

Фоменок М. Н., Невзорова А. Б.

**СТАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ 3D МОДЕЛИ НАПРЯЖЕННО-
ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РЕЗЦА
В УСЛОВИЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

*Гомельский государственный технический университет имени П.О. Сухого,
Гомель, Беларусь*

*Приведены результаты промышленных испытаний разработанных рас-
точных резцов на предприятии ОАО «Гомсельмаш». Определены оптималь-
ные параметры конструкции для стандартных режимов резания и диапазон*

значений углов и плоскостей, которые обеспечивают качество изготовления резца. Проведен выбор материала режущей пластины и державки резца для конкретных задач предприятия (чистовая токарная обработка заготовки «Стакан»). Подобраны оптимальные режимы резания для расточного резца в зависимости от требуемого материала заготовки и типа обработки (чистовая). Разработаны предложения для внедрения державки малого диаметра в серийное производство, которые позволят обеспечить качество изготавливаемой продукции в соответствии с техническими требованиями.

Ведение. В настоящее время одной из актуальных задач по улучшению качества изготовления изделий является импортозамещение при усовершенствовании имеющегося вспомогательного инструмента. Для обеспечения параметров изготавливаемых деталей, согласно конструкторской документации в процессе механической обработки основную роль включает в себя правильно подобранный режущий инструмент [1].

Неотъемлемой частью производства является правильно подобранный режущий инструмент с унифицированными элементами [2] для токарных работ по металлу. В условиях современного обострения конкуренции предприятия вынуждены более интенсивно внедрять производительную вспомогательную оснастку. В области обработки металлов резанием главные усилия направлены на повышение производительности и замены изношенных элементов на быстросменные усовершенствованной конструкции [3; 8]. При выборе инструмента необходимо учитывать конструкцию узла и ее назначение, технологию производства, требование к прочности детали, учитывать механические свойства сплава, применяемого в заготовке, затраты на изготовление деталей и эксплуатационные свойства [4]. Для повышения надежности и работоспособности режущего инструмента: применяют современные дорогостоящие покрытия, внедряют композиционные инструментальные материалы широкого применения, применяют виброустойчивый режущий и вспомогательный инструмент [5]. Универсальность режущего инструмента определяется максимальным числом унифицированных и взаимозаменяемых узлов [6; 7].

В настоящее время при обработке токарными резцами традиционной конструкции применяются державки стандартных размеров. Размер державки зависит от величины изготавливаемой детали, наиболее распространено применение державок крупных размеров, такие как: 16, 20, 25. В этой связи практическое значение имеет исследование на примере разработанного резца с наименьшим диаметром державки.

Цель работы – провести статический анализ 3D модели напряженно-деформированного состояния резца в условиях механической обработки для оптимизации режимов резания резца с наименьшим диаметром державки в зависимости от требуемого материала заготовки и типа обработки.

Результаты исследования. При токарной обработке детали необходимо учитывать технические параметры металлорежущего станка, приспособления,

режущего инструмента, а также свойства обрабатываемой детали. Объектом исследования является расточной резец диаметром 30 мм и углеродистой стали 50, который используется для растачивания отверстий в детали «Станкан» на токарном станке с ЧПУ с противошпинделем DT 500 (Китай).

Установлено, что жесткость расточного резца с применением переходной втулки выше, чем стандартного. В связи с этим был внедрен более жесткий инструмент путем внедрения переходной втулки, подбора основных параметров и уменьшения диаметра державки.

В качестве материала для корпуса резца выбираем углеродистую сталь 50 с $\sigma_b = 650$ МПа и пределом прочности на изгиб $\sigma_{из} = 200$ МПа. Основные размеры: рабочая высота резца $h = 70$ мм, диаметр державки резца $D_b = 6$ мм, высота державки $h_b = 10$ мм, длина резца $L = 100$ мм (рис. 1).

Определим главную составляющую силы резания:

$$P_z = 9,81 C_{p_z} t^{x_{p_z}} S_0^{y_{p_z}} K_{p_z} = 9,81 \cdot 300 \cdot 3,5 \cdot 0,35^{0,75} = 4170 \text{ Н}, \quad (1)$$

где $K_{p_z} = 1$ – суммарный поправочный коэффициент.

При условии, что $h = 6b$, ширина прямоугольного сечения корпуса резца:

$$b = \sqrt[3]{\frac{6P_z l}{2,56\sigma_{из}}} = \sqrt[3]{\frac{6 \times 4170 \times 60 \times 10^{-3}}{2,56 \times 20 \times 10^6}} = 0,013 \text{ м} = 13 \text{ мм}, \quad (2)$$

где l – вылет резца, мм; $\sigma_{из}$ – предел прочности на изгиб материала державки, МПа.

Рассчитаем максимальную нагрузку, допускаемую жесткостью резца:

$$P_{z \text{ жёст}} = \frac{3fEI}{l^3} = \frac{3 \times 0,1 \times 10^{-3} \times 2 \times 10^{11} \times 2,08 \times 10^{-8}}{(60 \times 10^{-3})^3} = 5770 \text{ Н}, \quad (3)$$

где $f = 0,1$ – допустимая стрела прогиба для чернового точения, мм;

E – модуль упругости материала резца, принимаем $E = 2 \cdot 10^5$ МПа;

I – момент инерции державки резца, мм⁴.

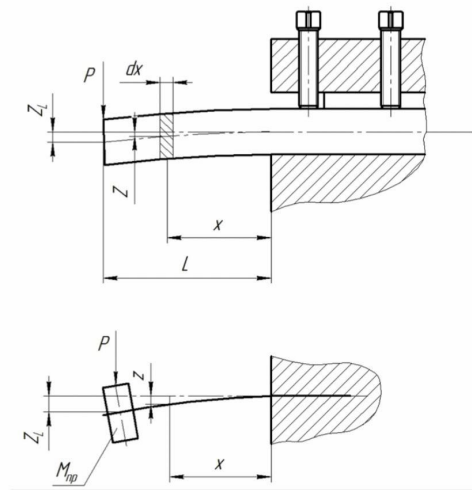


Рис. 1. Схема к расчету резца

Из условий соотношения $P_z \leq P_{z \text{ жест}}$, имеем $4\,170 \text{ Н} \leq 5\,770 \text{ Н}$, следовательно прочность и жесткость резца обеспечивается при определенных выше нагрузок и геометрических размеров детали при которых исключается появление деформаций и обеспечивается нормальная работа конструкции.

Согласно ГОСТ 19042–80, выбираем материал для клина штифта – сталь 40Х; для винта – сталь 45; материал резца: для пластины – твердый сплав Т15К6.

Твердость HRC 30–35 на головке винта достигается за счет применения закалки с последующим высокотемпературным отпуском. Оптимальный режим включает закалку в масле с $t = 850\text{--}880\text{ }^{\circ}\text{C}$ и отпуск при $t = 500\text{--}600\text{ }^{\circ}\text{C}$ для получения требуемой вязкости и прочности.

Технические требования по резцу выбираем по ГОСТ 20872-80.

Одной из важнейших характеристик инструментальной системы является ее собственная частота, т. е. частота свободных затухающих колебаний, так как частота автоколебаний, которые возникают в процессе резания, близка к собственной частоте системы. При анализе были приняты следующие допущения, соответствующие большинству встречающихся на производстве резцов:

- державка резца представляет собой брус круглого сечения;
- сечение державки постоянно по длине;
- нагрузка равномерно распределена по его длине державки.

Приведенная масса державки из условия равенства кинетических энергий в незатухающих движении державки и расчетной модели имеет вид:

$$\frac{M_{\text{пр}} \times z^2 L}{2} = \int_0^L \frac{b \times h \times \gamma \times z^2(x) \times dx}{2}, \quad (4)$$

где $M_{\text{пр}}$ – масса державки, кг;

z – скорость крайней точки державки при колебаниях, мм/с;
 b – ширина сечения державки, мм;
 h – высота сечения державки, мм;
 γ – плотность материала державки, кг/мм³;
 $z(x)$ – скорость участка dx в колебательном процессе, мм/с.

При проектировании конструкций на стадии проектирования требуется проведение их статического и динамического анализа для определения нагрузок.

Статический анализ в машиностроении позволяет определить жесткость, линейные перемещения и нагрузки на неподвижные узлы по допускаемым напряжениям, определить наиболее уязвимые места конструкции и их своевременно изменить для обеспечения прочности конструкций.

Динамический анализ оценивает поведение машин при работе, включая вибрации, частотные характеристики и допустимые скоростные режимы. Эти методы необходимы для оптимизации конструкций. Системный подход в проектировании применяется для создания целостной системы «объект-процесс» с использованием предпроектного анализа. Например, реальная деталь державки моделируется стержневой системой, которая использует упрощенную схему с присоединением к узлам жестко, либо с помощью шарниров, учитывающую геометрические параметры и математическое описание модели, включающее ключевые влияющие факторы. Для успешной реализации прочностных расчетов державки процесс проектирования начинают с анализа упрощенной схемы [8; 9].

Для создания модели державки расточного резца использована программа *APM Structure3D*, в которой была запроектирована стержневая модель определенной длины с круглым сечением, разбитым на части с помощью алгоритмов (рис. 2).

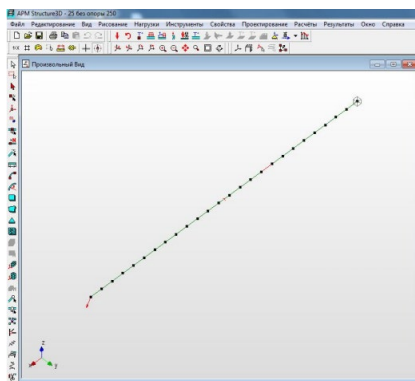


Рис. 2. Стержневая модель державки расточного резца в окне программы в окне программы *APM Structure3D*

Профильные сечения державки задаются в редакторе сечений, где вводятся рассчитанные нагрузки закрепления и нагрузки в окнах установки опоры и силы.

Исследование стержневых моделей является достаточно длительным процессом расчета математических моделей, которые включают в себя добавлении нескольких стержней и опор. В результате стержневого моделирования установлены оптимальные геометрические параметры державки, которые стали основой для трехмерного моделирования стержневой модели по методу конечных элементов (рис. 3) с учетом конструкторских элементов [3; 10].



Рис. 3. Конечно-элементная модель сборного расточного резца

Согласно заданным параметрам, был проведен статический анализ 3D-модели напряженно-деформированного состояния резца под нагрузкой в условиях механической обработки (рис. 4). Установленные критические зоны эквивалентных напряжений (по Мизесу), деформации и риск разрушения инструмента позволили оптимизировать геометрию резца для повышения стойкости при обработке.

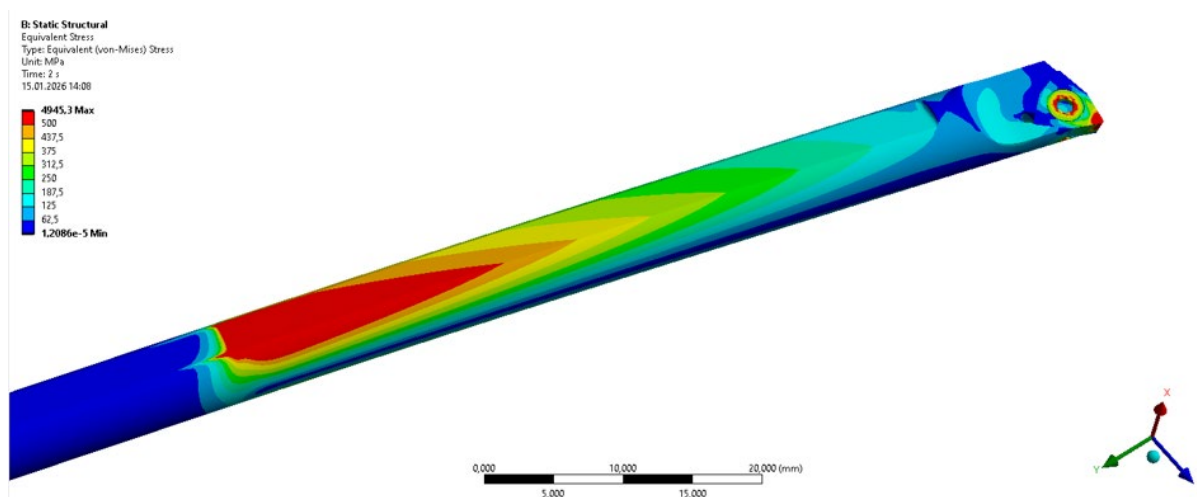


Рис. 4. Карта результатов расчета статических перемещений расточного резца

На стадии анализа процесса растачивания, во время обработки изделия с большим вылетом державки из резцедержателя, расточной резец является наименее жестким элементом системы. Рекомендуется применять инструмент с минимально возможным вылетом из резцедержателя и максимальным сечением державки для снижения амплитуд колебаний [4]. Однако вылет резца обусловлен глубиной обрабатываемого отверстия, а увеличение сечения державки ограничено параметрами резцедержателя используемого станка. Следствием указанных особенностей является низкая жесткость инструмента и недостаточная виброустойчивость процесса растачивания, что приводит к снижению стойкости расточных резцов [11].

На основании анализа разработанных математических и трехмерных моделей установлено, что использование разработанного резца с меньшим диаметром державки, обеспечивает требуемые напряжения, силы и режимы резания. Основным достоинством спроектированного резца являются простота конструкции, сменная режущая пластина, экономия металла за счет уменьшения размера державки и взаимозаменяемость элементов конструкции за счет сменной режущей пластины.

Рассмотрим производственные испытания расточного резца в производственных условиях на токарном станке с ЧПУ с противошпинделем *DT 500* (Китай) с применением СОЖ (рис. 5).

Режимы резания:

- подача $S = 0,1$ мм/об,
- скорость резания $V = 40,1$ мм/об,
- частота вращения шпинделя $n = 300$ об/мин,
- припуск на один проход $z = 0,5$ мм.



Рис. 5. Заготовка с обработанной внутренней поверхностью с револьверной головкой токарного станка

По результатам проведенных испытаний установлено, что расточной резец эффективен, и обладает значительно более высокой жесткостью, что

позволяет минимизировать упругие смещения, повысить точность обработки отверстий и улучшить чистоту поверхности. Резание происходит без вибраций, визуальная оценка качества обработанных поверхностей соответствует заданным требованиям согласно конструкторской документации [5]. При производственных испытаниях поломки расточного резца и дефекта режущей пластины не выявлено. Согласно проведенному испытанию, резец соответствует расчету напряжений и максимальной нагрузке.

Для исключения погрешностей проведем более точное измерение формы (допуск круглости) на координатно-измерительной машине (рис. 6).



Рис. 6. Рабочая деталь при измерении на координатно-измерительной машине

Для контроля формы требуется измерять координаты точек поверхности детали в трехмерном пространстве, следуя по запрограммированной траектории (рис. 7). В данном исследовании измерение проводится по восьми точкам.

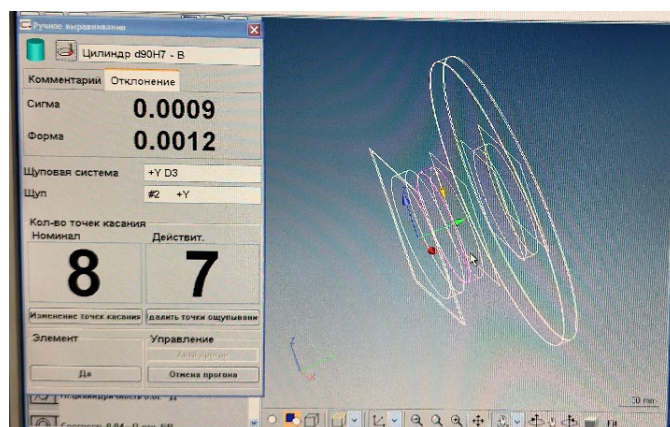


Рис. 7. Построение координат измерения в трехмерном пространстве

В результате измерения на координатно измерительной машины Ассига получены следующие данные:

- допуск цилиндричности 0,02 мм,
- соосность относительно внутреннего диаметра 0,04 мм,
- размер внутреннего диаметра $90+0,004$ мм.

Исходя из полученных измерений все заданные параметры входят в поле допуска согласно конструкторской документации.

Выводы. Проведенные комплексные мероприятия на предприятии ОАО «Гомсельмаш» позволили спроектировать и изготовить расточной резец для конкретных задач предприятия (чистовая токарная обработка заготовки «Стакан»). Результаты статического и динамического анализа позволили спроектировать полную систему нагрузок и определить напряженно-деформированное состояние режущей части под нагрузкой. Рассчитаны критические зоны эквивалентных напряжений (по Мизесу), деформации и риск разрушения инструмента. Показано, что использование сменных твердосплавных пластин значительно повышает производительность по сравнению с переточкой цельных резцов. На основе результатов моделирования и расчета державки резца спроектирован расточной резец с более жесткой конструкцией и подобраны оптимальные режимы резания в зависимости от требуемого материала заготовки и типа обработки (чистовая). В дальнейшем предполагается внедрить в серийное производство державки малого диаметра, которые позволят обеспечить качество изготавливаемой продукции в соответствии с техническими требованиям.

ЛИТЕРАТУРА

1. Денисова, Я. В. Оптимизация производственного процесса путем внедрения методов бережливого производства / Я. В. Денисова, А. С. Петрова, В. Ф. Сопин // Вестник Воронежского государственного университета инженерных технологий. – 2022. – Т. 84. – №. 2 (92). – С. 315–323.
2. Жолобов, А. А. Прогнозирование и обеспечение качества технологических систем на этапах их проектирования и изготовления : монография / А. А. Жолобов. – Могилев : Беларус.-Рос. ун-т, 2005. – 304 с.
3. Сотский, А. А. Опыт использования современных инновационных технологий в рамках проводимого перевооружения / А. А. Сотский // Инновационное станкостроение, технологии и инструмент : материалы I Междунар. науч.-практ. конф., Гомель, 30 нояб. 2023 г. / М-во пром-сти Респ. Беларусь [и др.]. ; под общ. ред. М. И. Михайлова. – Гомель : ГГТУ им. П. О. Сухого, 2024. – С.43–45.
4. Пашкевич, В. М. Функциональные семантические сети для обеспечения точности механической обработки : монография / В. М. Пашкевич, М. Н. Миронова. – Могилев: Беларус.-Рос. Ун-т, 2015. – 210 с.
5. Мурашова, М. С., К вопросу о координатно-измерительных машинах / М. С. Мурашова, М. А. Климовская, Т. А. Борисенко // Актуальные проблемы авиации и космонавтики. – 2019 – №. 2. – С. 605–606.
6. Ящерицын, П. И. Основы резания материалов и режущий инструмент / П. И. Ящерицын, М. Л. Еременко, Н. И. Жигалко – Мн. : Выш. школа, 1981. – 560 с.

7. Болотеин, А. Н. Анализ напряженно-деформированного состояния деталей после механической обработки средствами компьютерного моделирования / А. Н. Болотеин // Вестник Рыбинской государственной авиационной технологической академии им. П. А. Соловьева. – 2014. – №. 1. – С.54–60.

8. Влияние вылета резца и глубины резания при токарной обработке на качество поверхностного слоя деталей машин / Д. Г. Алленов, К. Б. Девойнова, С. В. Соломатин [и др.] // Вестник Российского университета дружбы народов. Серия: Инженерные исследования. – 2020. – Т. 21. – №. 2. – С.105–112.

9. Михайлов, М. И. Моделирование точности позиционирования сменных многогранных пластин в корпусе инструмента плоскостным методом / М. И. Михайлов // Вестн. ГГТУ им. П.О. Сухого. – 2009 – № 3 – С. 30–37.

10. Пестрецов, С. И. Компьютерное моделирование и оптимизация процессов резания : учеб. пособие / С. И. Пестрецов. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2009 – 104 с.

11. Хорошайло, В. В. Повышение эффективности растачивания отверстий на токарных станках путем создания виброустойчивой инструментальной системы: дисс....канд. техн. наук : 05.03.01 / В..... В..... Хорошайло. – Краматорк, 2016. – 180 л.

Поступила 04.03.2026

REFERATS

MECHANICAL ENGINEERING TECHNOLOGY

UDK 621.793

Akulovich L. M., Misko V. G.

MECHANISM OF FORMATION OF ABRASIVE LAYER IN THE ZONE OF CONTACT OF SOIL WITH SURFACES OF WORKING ORGANS OF SOIL-TILLING MACHINES

The article provides a theoretical justification for the formation of an abrasive layer during friction of the surfaces of the working bodies of tillage machines in the mass of abrasive particles, based on an analysis of their properties and shape, the properties of the polydisperse abrasive medium of the soil, including its granulometric composition, wear ability, as well as forces acting on abrasive particles in the contact zone with the surface of the working bodies. A technological method for forming the topography of the contacting surface of the working body is proposed, based on the use of electric spark hardening, which protects the surface from wear by shifting the abrasive layer towards the soil environment.

UDK 621.91.04

Danilov V. A., Danilov A. A.

SHAPING OF MATING SURFACES OF PROFILE JOINTS BY NON-CIRCULAR AND PLANETARY TURNING

The article examines kinematic schemes for shaping a non-circular profile with uniformly spaced projections around the circumference using the trace method. These schemes are based on two coordinated movements of the generating point with a frequency ratio equal to the number of projections on this surface. The geometric and kinematic parameters of the profiling scheme during continuous machining are determined, necessary for machining the external and internal surfaces of profile joint components on a single machine. The kinematic structure of a machine for the integrated machining of parts with circular and non-circular surfaces using circular and planetary turning, respectively, is presented and described.

UDK 621.91.04

Danilov V. A., Danilov A. A.

SHAPING OF NON-CIRCULAR EXTERNAL CYLINDRICAL SURFACES WITH PROFILE FORMATION BY THE BENDING METHOD

Requirements for machining schemes for non-circular surfaces are defined. The possibility of their profiling with blade tools using copying, trace, touching, rolling, and bending methods is demonstrated. A scheme for forming such surfaces during profiling using the bending method with an eccentrically mounted cylindrical tool is analyzed, enabling sequential surface machining on a single machine using different methods, specifically milling and filing. The topology of a non-circular surface machined with a cylindrical cutter is determined. The kinematic structure and machine setup for the complex machining of parts with non-circular external cylindrical surfaces are described.

UDK 621.793: 669.017

Devoino O. G., Gorbunov A. V., Sheleg V. K., Yatskevitch O. K., Volod'ko A. S., Polyakov A. N., Koval V. A., Rudnitsky A. Y.

VARIABILITY OF FRICTION COEFFICIENT AND HARDNESS FOR THE POWDER PLASMA COATINGS BASED ON THE SELF-FLUXING ALLOYS, CONCERNING THE REQUIREMENTS FOR BRAKE FRICTION PAIRS

The paper considers some features of influence of process parameters of atmospheric plasma spraying (APS), for the powder composition and the processing regime, on the coefficient of dry friction CoF and hardness of resulting coatings using powders based on self-fluxing (SF) alloys. The relationship between the processing parameters and CoF values is analyzed taking into account some requirements for friction pairs in braking systems. The technical and economic characteristics of SF-powders of two subgroups Ni-based and Fe-based powders (typically classified as «medium-entropy» materials) are considered.

UDK 621.793

Devoino O. G., Kosyakova I. M., Stsefanovich V. A., Pilipchuk A. P.

CHARACTERISTICS OF MELTING REGION FORMATION DURING LASER ALLOYING OF CAST IRON

The need to study and identify patterns in the formation of an alloy layer on the surface of cast iron products is substantiated. To address this problem, mathematical modeling of the laser alloying process of a cast iron sample with a deposited tungsten carbide surface layer was performed, taking into account the base melting. The modeling resulted in the determination of the melted region volume for several laser alloying modes. By comparing the laser alloying process modeling results with experimental studies, the influence of process modes on the tungsten concentration in the formed surface layer was determined.

UDK 621.9.04

Zhigalov A. N., Goravskii I. A.

EXPERIMENTAL STUDIES OF THE PHASE COMPOSITION OF END MILLING TOOLS MADE OF HIGH-SPEED STEEL P6M5 HARDENED BY AERODYNAMIC SONIC METHOD

Aerodynamic sound hardening (ASH) technology offers an effective solution for increasing the durability of cutting tools operating in intermittent modes. The scientific novelty and practical significance of this method stem from its ability to improve the impact toughness of alloys without compromising hardness: its mechanism of action is based on reducing dislocation density and eliminating internal stresses in the material.

UDK 621.78

Kane M. M.

CHANGING THE QUALITY PARAMETERS OF THE TOOTH SURFACES OF CYLINDRICAL GEARS DURING THEIR MANUFACTURE

The article shows the actuality of studying changes in the surface quality parameters of cylindrical gear teeth (roughness parameter R_a , microhardness H_μ , residual stresses of the first σ_1 and second σ_2 kinds) during their manufacture (during tooth milling, shaving, nitrocementation, tooth rolling, tooth honing, tooth grinding with double-cone and worm wheels abrasive-wheel). The conditions of the experimental studies performed by the author are described. The main provisions of the methods of conducting these studies and processing their results are given. The main results of the performed studies are shown, their analysis is given. In particular,

the validity of using correlation and regression analysis methods in studying the processes under consideration, modeling and optimizing these processes using statistical methods, the possibilities of modern cylindrical gear manufacturing processes to ensure these tooth quality characteristics, physical models of some of the studied processes, and ways to improve the studied quality indicators of cylindrical gear tooth surfaces after each of the operations under consideration have been established. their manufacture.

UDK.621.793.74;621.373.826

Kardapolova M. A., Kavalchuk O. N.

PROSPECTS FOR OBTAINING WEAR-RESISTANT LAYERS ON CONSTRUCTION STEELS BY COMBINING PLASMA SPUTTERING OF TRANSITION METALS AND LASER PROCESSING

The presented review article is devoted to a highly promising area in the field of surface engineering – a hybrid method combining plasma spraying and laser melting. The physical foundations of coating formation, mechanisms of elimination of structural defects (porosity, interlayer heterogeneity), features of formation of metallurgical bond with the substrate are consistently revealed. The influence of the specific energy of laser radiation on the type of microstructure formed (pre-eutectic, pseudo-eutectic, and post-eutectic) has been analyzed in detail, which creates a methodological basis for purposeful control of coating properties. The results of this review can be directly used in the development of technological regulations for hardening and restoration of parts, the selection of optimal parameters for laser treatment, and the prediction of the tribological characteristics of coatings.

UDK 621.9.048.7

Kardapolava M. A., Kriusha S. M., Dyachenko O. V.

POSSIBILITIES OF PRODUCING NANOSTRUCTURED LAYERS IN STRUCTURAL STEEL BY APPLYING ALLOYING COMPONENTS TO COATINGS FOLLOWED BY LASER PROCESSING

The article discusses the analysis of the possibilities of forming nanostructured surface layers on structural steels using laser alloying from coatings. A review and systematization of literature and patent data on the compositions of coatings (*B, Cr, W, Si, Ti, C*) and laser processing modes has been performed. It is established that multicomponent coatings followed by laser alloying enable formation of surface layers with microhardness of 800–1 200 HV, 5–10× higher wear resistance, and 20–30 % improved fatigue strength. Optimal compositions reducing crack formation via eutectic structures ($\gamma\text{-Ni} + \text{Ni}_3\text{B}$) are identified. Practical significance: The technology allows using low-cost structural steels for manufacturing and restoring components operating under abrasive wear and cyclic loading, offering economic benefits for mechanical engineering and related industries.

UDK 621.793.72:533

Kasach Y. I., Danilovich V. S.

OPTIMIZATION OF PHASE COMPOSITION AND TRIBOTECHNICAL CHARACTERISTICS OF ANTIFRICTION LAYERS BASED ON THE BrA7N6F–CARBIDE SYSTEM UNDER HIGH-SPEED LASER RADIATION

The article investigates the formation mechanisms of composite coatings based on BrA7N6F bronze, obtained by a hybrid method: gas-thermal spraying followed by continuous-wave (CW) laser melting. A comparative analysis of the influence of tungsten carbide (WC), titanium carbide (TiC), and chromium carbide (Cr₃C₂) concentrations on the microstructure

and wear resistance was carried out. A predictive mathematical model has been formulated to justify the component ratios in the mechanical mixture, considering the linear power density (P/D , W/mm) as a key physical determinant of the structural formation. The study defines the optimal technological windows (320–700 W/mm depending on the system), which ensure effective consolidation of the sprayed layer while strictly limiting the thermal dissociation of carbides to the level of 0.05–0.15. It is demonstrated that the high intensity of the laser beam allows for the preservation of the hardening phase morphology, leading to a synergistic wear protection mechanism. The integration of this hybrid treatment with ecological electrostatic lubrication (EL) is shown to produce a specific surface topography that acts as a system of hydrodynamic pockets, reducing the friction coefficient by 25–30 % in boundary friction conditions.

UDK 621.923.7

Korolyov A. Yu., Tomilo V. A., Niss V. S.

REGULARITIES OF CURRENT DENSITY AND SURFACE QUALITY VARIATION DURING ELECTROLYTIC-PLASMA TREATMENT UNDER REDUCED PRESSURE

Studies have been carried out on the electrolytic-plasma treatment (EPT) method under reduced ambient pressure. It has been established that lowering the surrounding pressure ensures a stable EPT regime at lower electrolyte temperatures and significantly expands the range of current-density control. A pressure decrease leads to a reduction in current density by up to 2.5 times at 70 °C and up to 1.3 times at 95 °C, confirming the key role of boiling phenomena in the formation of the vapor–gas envelope during EPT. Performing EPT under reduced pressure makes it possible to prevent overheating of small-cross-section components caused by Joule heating, as well as to eliminate burn marks, melting of contact surfaces, and structural damage to low-stiffness elements.

UDK 621.78:669.13

Kosyakova I. M., Devoyno O. G., Kardapolova M. A.

MODERN METHODS OF SURFACE HARDENING OF CAST IRON PRODUCTS: COMPARATIVE ANALYSIS AND DEVELOPMENT PROSPECTS

The article presents an analytical review of modern methods for surface hardening of cast iron, one of the key structural materials in mechanical engineering. Two main groups of technologies are considered: hardening without changing the chemical composition (induction, electric arc, plasma, and laser hardening) and methods involving changes in the surface chemical composition (chemical-thermal treatment and laser alloying). Based on the analysis of literature data, information on the resulting structures, achieved microhardness values, depth of the hardened layer, and increased wear resistance is systematized. A multi-criteria comparative analysis of the methods is carried out according to six parameters: hardening depth, microhardness, wear resistance, productivity, cost-effectiveness, and versatility. The optimal application areas for each method are identified. It is shown that laser alloying, which combines high performance properties with precision and localized impact, is the most promising direction for creating wear-resistant coatings on parts of complex geometry.

UDK 658.62.018.012

Plyasunkov A. V.

ECONOMIC METHODS OF MANAGING PRODUCT COMPETITIVENESS IN MECHANICAL ENGINEERING: A SYSTEMATIC APPROACH

This article presents a proprietary system of economic methods for managing product competitiveness, developed based on an analysis of existing approaches and industrial practices. A dynamic definition of competitiveness is proposed, taking into account the need to

adapt a product to changing market conditions. A system of quantitative indicators has been developed, including coefficients of potential and actual production competitiveness, as well as a product competitiveness coefficient. Improved methods for determining the upper price limit for various product categories, taking into account the tax burden and consumer properties, are described. A mechanism for planning limit costs and forecasting costs in the early stages of design is presented. A system of material incentives for developers is proposed, based on a portion of the economic effect from increased competitiveness.

UDK 620.17.05:620.1.052:620.169.1

Sidorenko K. R.

AN INSTALLATION FOR STUDYING THE WEAR PROCESS OF TOOL MATERIALS DURING FRICTION ON FLUOROPOLYMER COMPOSITIONS

One of the components of the cutting process is the friction of the processed material on the front and back surfaces of the tool. The study of the friction process in a pair of fluoroplast, a tool material that can be both high-speed steels and hard alloys, is of particular interest. This problem is becoming relevant due to the expansion of applications of fluoroplastics and their composites. The high chemical inertia, significant plasticity and low coefficient of friction of these polymeric materials create unusual conditions during their cutting. The poor understanding of the wear process of tool materials for various types of fluoroplastics and the complexity of existing wear machines creates difficulties in selecting tool material, which leads to an increase in production time and cost of manufacturing the product. This article discusses a variant of the installation for studying the wear process of tool materials for fluoroplast.

UDK 621.793

Frolov Y. I., Devoino O. G., Frolov I. S.

INFLUENCE OF MODIFYING NANOADDITIVES ON THE PHYSICAL AND MECHANICAL CHARACTERISTICS, STRUCTURE AND PHASE COMPOSITION OF OXIDE-CERAMIC COATINGS ON ALUMINUM ALLOYS

The results of a study examining the effect of nanoscale modifying additives on the structure, phase composition, and physical and mechanical properties of aluminum-based oxide-ceramic coatings are presented. It was found that the introduction of modifying additives intensifies the formation of the oxide-ceramic coating, as well as increases its thickness and microhardness.

UDK 621.762.5

Charniakou Yu. D., Jigalov A. N.

INTERACTION OF PHASES DURING HEATING OF A HARD-ALLOY MIXTURE OF TUNGSTEN AND TITANO-TUNGSTEN GROUPS TO FINAL SINTERING TEMPERATURES

Controlling the processes occurring in a hard alloy during sintering is an important task in designing sintering modes. In the literature, the processes occurring during sintering are only partially described, and do not allow for obtaining the required structure in the hard alloy, without preliminary field studies. The generalized chain of phase interaction will allow not only to control the sintering process of industrial grades of hard alloy of tungsten and titanium-tungsten groups at the stage of developing sintering modes, but also to control the structure of the alloy to achieve different properties.

UDK 621.787

Sheleg V. K., Dovgalev A. M., Svirepa D. M., Taradzeika I. A.

ADVANCED TOOL DESIGNS FOR COMBINED MAGNETIC AND DEFORMATION MACHINING

This article presents promising tool designs for implementing combined magnetic and deformation processing technologies. The proposed tools are characterized by a simple design, offer broad technological capabilities, and ensure increased efficiency in combined hardening and the formation of antifriction coatings on the surface of non-ferrous metals and alloys.

UDK 621.793

Sheleh V.K., Pilipchuk E.V.

ADHESION STRENGTH OF CHROMIUM-CONTAINING COATINGS FORMED BY ELECTRICALLY ACTIVATED DEFORMATION PLATING WITH A FLEXIBLE TOOL

The paper presents the results of an experimental study of the adhesion strength of chromium-containing coatings formed by electrically activated deformation plating with a flexible tool. Pure chromium coatings, composite coatings of the “chromium – expanded graphite” and “chromium – ultradispersed diamond-graphite mixture” compositions, and an electroplated chromium coating of similar thickness were investigated. Adhesion strength was determined by the normal pull-off test using a two-component epoxy adhesive 3M Scotch-Weld DP460. It was found that the adhesion strength of the coatings formed by the EADP method ranged from 10.87 to 26.6 MPa, whereas the corresponding value for the electroplated chromium coating was 6.20 MPa. The highest adhesion strength with the steel substrate was obtained for the “chromium – ultradispersed diamond-graphite mixture” coating. The results show that the composition of the donor material affects the resistance of the “coating – substrate” system to failure under normal pull-off loading.

SCIENCE OF MACHINES

UDK 629.113.073

Gurvich Yu. A.

APPLICATION OF NON-HOLONOMIC THEORIES OF ROLLING WHEELS IN THE FORMATION OF DIFFERENTIAL EQUATIONS AIRCRAFT LANDING GEAR

The design of the landing gear of an airplane and other aircraft, as well as any wheeled vehicles, must be carried out using mechanical and mathematical theories of rolling a wheel with an elastic tire on a hard surface: – theories of nonholonomic rolling of elastic tires on a hard surface by academician M. V. Keldysh; – theory of nonholonomic rolling of an elastic tire on a hard surface in cases of high speeds and large values of kinematic parameters Yu. I. Neymark, N. A. Fufaev.

UDK 629.113.073

Gurvich Yu. A.

APPLICATION OF MULTI-COMPONENT THEORIES OF WHEEL ROLLING IN THE FORMATION OF DIFFERENTIAL EQUATIONS FOR AIRCRAFT LANDING GEAR

The design of the landing gear of an airplane and other aircraft, as well as any wheeled vehicles, must be carried out using mechanical and mathematical theories of rolling a wheel with an elastic tire on a hard surface:

- a new theory of rolling of a railway (automobile) wheel on a hard road by V. A. Koronotov;
- a new theory of rolling wheels – the polycomponent theory of dry friction by academicians of the Russian Academy of Sciences V. F. Zhuravlev and D. M. Klimov.

UDK 621.833

Kalina A. A., Shashko A. E., Chernetskaya A. V., Shyshko S. A., Huz P. A., Kornachenka D. I., Poka O. A.

ANALYSIS OF AXIAL MOVEMENT OF TOOTH-TYPE CLUTCHES DURING LOAD TRANSFER

This article presents the results of a research of the axial self-movement of spur clutches used in heavy-duty mobile machines during load transfer. The interaction between clutch geometric parameters and the magnitude of axial force in the spur gear is demonstrated. Several design solutions are proposed to prevent self-movement of components under load.

UDK 621.83.06

Kutsepolenko A. V.

DYNAMIC ANALYSIS OF THE CRANK-ROCKER MECHANISM OF A DOUBLE-WAY CENTRIFUGAL OVERSPEED GOVERNORS

A dynamic analysis of a double-sided centrifugal elevator overspeed limiter with a horizontal axis of rotation and output links positioned opposite each other was performed in the fixed coordinate system of the limiter housing. The kinetic energy values of the pulley and the mechanism under study in the fixed coordinate system of the limiter housing were compared, obtained analytically and using the MSC.ADAMS system. A second-kind Lagrange equation was derived for the second generalized coordinate (the pulley rotation angle relative to the limiter housing). An equation was derived and graphs were plotted for the complex oscillatory motion of the pulley with the mechanism being studied attached to it in the coordinate system of the fixed housing, describing the operation of the speed limiter in its operating mode (when the elevator car is moving at its nominal speed).

UDK 620.179.18:621.833

Parfiyevich A. N., Sokol V. A., Salivonchik Y. N.

APPLICATION OF NEURAL NETWORK TECHNOLOGIES FOR ANALYSIS OF ACOUSTIC SIGNALS IN DIAGNOSTICS OF GEAR TRANSMISSION DEFECTS

This article discusses a hybrid approach to non-dismantling diagnostics of gear transmissions, combining spectral analysis of acoustic signals and artificial neural networks. A method for reducing the dimensionality of input data by identifying diagnostically significant frequencies is proposed, automated using a control and diagnostic system. A neural network model based on Kohonen maps was applied to classify five degrees of tooth damage, achieving an accuracy of 97 % on the test sample. The model's generalization ability was experimentally confirmed when diagnosing various types of defects on an SN-501 lathe. The results demonstrate the effectiveness of automating the diagnostic process for creating intelligent monitoring systems.

UDK 623.86

Prudnikov A. P., Zyl S. A.

EXPERIMENTAL STUDIES OF A CYCLOIDAL MULTIPLIER

The methodology and test bench for testing a cycloidal-pinion multiplier are discussed. Experimental dependences of the multiplier's efficiency on the torque on the driven shaft and the rotational speed of the driving shaft are obtained.

UDK 004.94

Shukiurau A. O., Kiselkov A. L., Sudenko N. A.

PERFORMANCE EVALUATION OF COMPUTATIONS IN ANSYS, LS-DYNA, AND FLUENT ON WORKSTATIONS WITH VARIOUS HARDWARE ARCHITECTURES

This paper presents a comparative analysis of the computational performance of server platforms (hereinafter referred to as servers) and personal workstations (hereinafter referred to as desktops) when solving typical problems using the ANSYS [1; 2] and LS-DYNA [3] software packages. Two main approaches to organizing parallel computations in the ANSYS LS-DYNA module are investigated – Symmetric Multi-Processing (hereinafter referred to as SMP) and Massively Parallel Processing (hereinafter referred to as MPP) – along with their impact on computation time and resource utilization efficiency. Additionally, a performance comparison of the ANSYS STATIC STRUCTURAL and ANSYS FLUENT modules is carried out. The results of testing four computing systems with different hardware configurations, including high-performance desktops and dual-processor servers, are presented. Special attention is paid to the dependence of computation speed on processor architecture, RAM capacity, and solver scalability. Based on the obtained data, practical recommendations are given for selecting a computing platform depending on the type of problems being solved and economic indicators.

MECHANICS OF DEFORMABLE SOLIDS

UDK 539.3.677.021

Abdusattorov A., Vasilevich Yu. V., Matnazarov Yu. O.

EXPERIMENTAL STUDY OF THE DEFORMATION AND STRENGTH CHARACTERISTICS OF BASALT THREADS AND T-13 STRUCTURAL FABRICS UNDER TENSION

Based on the conducted experimental studies, the main parameters describing the deformation processes and strength properties of structural threads and fabrics were determined. During the experiments, the patterns of changes in the physical and mechanical characteristics of materials under the influence of tension force were studied, and the values of the breaking load and the relative elongation at breakage were determined. A comparative analysis of the deformation properties of basalt threads (BZ-132, 150 tex) and structural fabrics T-13 was conducted. It is shown that the deformation behavior of threads and fabrics is strongly nonlinear, due to structural transformations and mutual displacement of fibers under loading. The obtained results allow us to understand the mechanisms of strength formation and deformation behavior of threads and fabrics for further modeling and prediction of the performance properties of textile materials and products.

UDK 621.9.011:517.962.1

Dounar S. S., Jatskevich V. K., Shach V. E., Lapuka A. D., Mbede P. V.

FEA OF THE UHPC-REINFORCED LOAD-BEARING SYSTEM OF A VERTICAL LATHE DESIGNED FOR CERAMIC MATERIALS

A finite element analysis (FEA) of a vertical lathe for subtractive (blade-milling) machining of ceramic shells was performed. A certain structural disconnection between the spindle headstock and the rest of the bed was identified. Deformation of the structural component stack in the tool path of the supporting system was analyzed layer by layer. Filling the bed caissons and wall with UHPC concrete was simulated. This measure significantly increases (from 30.1 Hz to 55.23 Hz) the machine's main resonant mode and suppresses dynamic oscillations. UHPC concreting is recommended for increasing the static rigidity and vibration resistance of the machine, provided that a rigid internal ribbing system is created in the carriage and support.

UDK 616.718.4-001.5-089.84 : 615.47

Mozgalev S. V., Pronkevich S. A., Tulyeu V. V.

MODERN APPROACHES TO THE DESIGN OF TITANIUM PLATES FOR FEMORAL OSTEOSYNTHESIS

Osteosynthesis plates are widely used in the surgical treatment of long bone fractures, including the femur. However, traditional bone plates made of 316L stainless steel and titanium alloys (e.g., Ti-6Al-4V) provide high strength but can lead to stress shielding due to a significant mismatch between implant and bone stiffness. Furthermore, they may suppress the micromotions necessary for secondary bone healing. A promising approach to addressing these issues is reducing the effective stiffness of the structure through porous architecture and geometric optimization. The central theme of this review is the topological optimization of plates as a method for targeted material redistribution within a given boundary to reduce stiffness (mass) while maintaining strength and the required range of displacement. It also explores this method as a tool for creating gradient (functionally graded) porosity. The review demonstrates that the advancement of additive manufacturing (SLM, EBM) makes the fabrication of topologically optimized and lattice structures practically feasible. Meanwhile, numerical simulation methods (FEA, mechano-regulated healing simulation) allow for evaluating the impact of geometry and lattice parameters on stiffness, strength, and the stress-strain state of the callus. The paper considers lattice structure parameters and the clinical prospects of personalized titanium plates, while also addressing the limitations of the current evidence base and the fatigue life of porous structures.

UDK 625.1: 533.6.013.422

Pronkevich S. A., Khlebus A. S.

ENHANCING AERODYNAMIC STABILITY OF FLEXIBLE RAIL-STRING STRUCTURES BY IMPLEMENTING RIGID RAIL-TO-SKYWIRE CONNECTIONS

This paper presents an original engineering solution to enhance the aerodynamic stability of flexible rail-string track structures under crosswind conditions. The proposed approach involves the installation of rigid dielectric connections between the rail and the overhead lightning protection cable.

Using modal analysis and CFD simulations in Ansys Fluent, the dynamic response of the rail-string structure was evaluated before and after implementing the rigid connections. The results demonstrate that adding one rigid connection at the mid-span of each 258 m long span nearly doubles the minimum torsional natural frequency (from 0.539 Hz to 1.039 Hz) while

having negligible effect on the vertical natural frequency (0.445 Hz vs. 0.446 Hz). Consequently, at wind speeds of 15–23 m/s, the vertical and torsional oscillation amplitudes are reduced by two orders of magnitude, effectively suppressing flutter. Experimental validation over three years of operation confirms the absence of large amplitude aeroelastic instabilities.

The proposed solution is cost effective, does not interfere with vehicle operation, and can be readily applied to similar flexible guideway structures.

UDK 621.91

Fomenok M. N., Nevzorova A. B.

STATIC ANALYSIS OF A 3D MODEL OF THE STRESS-STRAIN STATE OF A CUTTER IN THE CONDITIONS OF MECHANICAL PROCESSING

The results of industrial tests of the developed boring cutters at OJSC “Gomselmash” are presented. The optimal design parameters for standard cutting modes were determined, as well as a range of values for angles and planes that ensure manufacturing quality of the cutter. The material of the cutting plate and the cutter holder was selected for specific tasks of the enterprise (in terms of finishing turning of the blank «Glass»). The optimal cutting modes for the boring cutter have been selected, depending on the required workpiece material and the type of finishing. Proposals have been developed for the introduction of small-diameter holders into mass production, which will ensure the quality of manufactured products in accordance with technical requirements.

Научное издание

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

MASHINOSTROENIE

THE REPUBLICAN INTERDEPARTMENTAL COLLECTION
OF THE SCIENTIFIC WORKS PROCEEDINGS

Выпуск 37

Ответственный за выпуск *О. К. Яцкевич*
Компьютерная верстка и дизайн обложки ВЦ МСФ

Подписано в печать 06.07.2025. Формат 60×84 ¹/₈. Бумага офсетная. Ризография.
Усл. печ. л. 37,2. Уч.-изд. л. 25,86. Тираж 50. Заказ 350.

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.