

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 34

Минск  
БНТУ  
2023

УДК 621.002 (082)  
ББК 34.4  
М 38

Сборник основан в 1976 году

Главный редактор *В. К. Шелег*

**Редакционная коллегия:**

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

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

# СОДЕРЖАНИЕ

<b>ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ .....</b>	<b>5</b>
Акулович Л. М., Миранович А. В., Мисько В. Г. МЕТОДИКА СИНТЕЗА КОМБИНИРОВАННЫХ СПОСОБОВ УПРОЧНЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ.....	5
Ажар А. В., Минасян Г. О., Осадчий Е. Н., Ишкуло П. Ю. ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ЗАТОЧКА ЗУБОРЕЗНЫХ МОДУЛЬНЫХ ФРЕЗ НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА 3D-МОДЕЛИ ОПЕРАЦИИ ЗАТЫЛОВАНИЯ.....	12
Веремейчик А. И., Онысько С. Р., Хвисевич В. М. ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДРОБИЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА ПОСЛЕ ПОВЕРХНОСТНОЙ ПЛАЗМЕННОЙ ЗАКАЛКИ.....	22
Данилов В. А., Чепурной А. А. ФОРМООБРАЗУЮЩАЯ ОБРАБОТКА КРУГОВЫХ ВИНТОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РОТОРОВ ОДНОВИНТОВЫХ НАСОСОВ .....	30
Девойно О. Г., Косякова И. М., Кардаполова М. А. О МИКРОСТРУКТУРЕ, МИКРОТВЕРДОСТИ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СЕРОГО ЧУГУНА ПОСЛЕ ЛАЗЕРНОГО УПРОЧНЕНИЯ .....	36
Девойно О. Г., Кардаполова М. А., Косякова И. М., Болдуева А. А., Погудо Е. В. МИКРОСТРУКТУРА И АНАЛИЗ ФАЗОВОГО СОСТАВА ПОКРЫТИЙ ИЗ МЕХАНИЧЕСКИХ СМЕСЕЙ СПЛАВА НА ОСНОВЕ НИКЕЛЯ ПГ-12Н-01 И КАРБИДОВ ВОЛЬФРАМА, ХРОМА И БОРА .....	44
Дьяченко О. В., Кардаполова М. А. ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ И ЛЕГИРОВАНИЯ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И ФАЗОВЫЙ СОСТАВ ПОКРЫТИЙ НА ЖЕЛЕЗНОЙ ОСНОВЕ.....	51
Кане М. М., Крайко С. Э., Раманович А. А. ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ЛАЗЕРНОГО УПРОЧНЕНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВЫРУБНЫХ ШТАМПОВ.....	57
Сенють В. Т., Парницкий А. М., Валькович И. В., Жорник В. И. ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ СВЕРХТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ КУБИЧЕСКОГО VN, СИНТЕЗИРОВАННОГО ИЗ ВЮРЦИТНОГОВN С ДОБАВКАМИ АЛЮМИНИЯ.....	64
<b>МАШИНОВЕДЕНИЕ, СИСТЕМЫ ПРИВОДОВ И ДЕТАЛИ МАШИН.....</b>	<b>72</b>
Вабищевич Л. И., Ярошевич А. В. ФУНКЦИИ КОНТРОЛЛЕРА АДАПТИВНОЙ СИСТЕМЫ КОМПЕНСАЦИИ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ.....	72
Гурвич Ю. А., Демко А. Ю., Порожняк О. С. РАЦИОНАЛЬНОЕ РЕШЕНИЕ, ИДЕНТИФИКАЦИЯ И МНОГОКРИТЕРИАЛЬНЫЙ ВЫБОР В КУРСЕ «ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ МЕХАНИКА» РАЗДЕЛ «СТАТИКА» .....	77
Гурвич Ю. А., Демко А. Ю., Порожняк О. С. ИДЕНТИФИКАЦИЯ И МНОГОКРИТЕРИАЛЬНЫЙ ВЫБОР В КИНЕМАТИКЕ СЛОЖНОГО ДВИЖЕНИЯ ТОЧКИ.....	89
Капуста П. П., Муха А. С., Верес А. И. ТЕХНОЛОГИЯ И ОБОРУДОВАНИЕ СБОРКИ РАМ ШАССИ ГРУЗОВЫХ АВТОМОБИЛЕЙ МЕТОДОМ ХОЛОДНОЙ КЛЕПКИ .....	98

Капуста П. П., Горко Е. А., Старостин Ю. А., Казерский А. А., Францкевич А. И. ТЕХНОЛОГИЯ И ОБОРУДОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВА ГНУТЫХ ДЕТАЛЕЙ НЕСУЩИХ КОНСТРУКЦИЙ ШАССИ БОЛЬШЕГРУЗНЫХ АВТОМОБИЛЕЙ.....	104
Капуста П. П., Леоненко А. Г. КОМПЛЕКСНАЯ ЗАДАЧА РАЗРАБОТКИ ПЕРСПЕКТИВНЫХ ВЕДУЩИХ МОСТОВ ГРУЗОВЫХ АВТОМОБИЛЕЙ С УПРАВЛЯЕМЫМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ НАДЕЖНОСТИ.....	122
<b>МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА.....</b>	<b>131</b>
Василевич Ю. В., Остриков В. О., Остриков О. М. СТАТИКА И ДИНАМИКА ГРАНИЦЫ РАЗДЕЛА АУСТЕНИТ / МАРТЕНСИТ В ПРИЗМАТИЧЕСКОМ ФЕРРОМАГНИТНОМ МОНОКРИСТАЛЛЕ С ЭФФЕКТОМ ПАМЯТИ ФОРМЫ, НАХОДЯЩЕМСЯ В ЖЕСТКОЙ ЗАДЕЛКЕ И МАГНИТНОМ ПОЛЕ .....	131
Василевич Ю. В., Остриков В. О., Остриков О. М. СТАТИКА И ДИНАМИКА ГРАНИЦ РАЗДЕЛА АУСТЕНИТ / МАРТЕНСИТ МАРТЕНСИТНОЙ ПРОСЛОЙКИ В НАГРУЖЕННОМ ПРИЗМАТИЧЕСКОМ ФЕРРОМАГНИТНОМ МОНОКРИСТАЛЛЕ С ЭФФЕКТОМ ПАМЯТИ ФОРМЫ, НАХОДЯЩЕМСЯ В ЖЕСТКОЙ ЗАДЕЛКЕ .....	139
Василевич Ю. В., Остриков О. М. РОЛЬ СИЛ НЕУПРУГОЙ ПРИРОДЫ В ФОРМИРОВАНИИ ОСТАТОЧНЫХ КРАЕВЫХ НАНОДВОЙНИКОВ КЛИНОВИДНОЙ ФОРМЫ.....	146
Довнар С. С., Якимович А. М. МКЭ-АНАЛИЗ КОНЦЕПЦИИ ПОСТРЕЗОНАНСНОГО ПОРТАЛЬНОГО МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА.....	155
Довнар С. С., Лапука А. Д., Шведова Д. Н., Роденя А. В. МКЭ-АНАЛИЗ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ ИСТОРИЧЕСКОЙ БАШНИ АЗИНЕЛЛИ КАК РАЦИОНАЛЬНОГО ОБРАЗЦА ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КОМПОЗИТНЫХ КОЛОНН.....	165
Довнар С. С., Якимович А. М., Яцкевич О. К., Федорец А. В., Резник С. В. МКЭ-АУДИТ НАГРУЖЕНИЙ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ ТЯЖЕЛОГО ПЕЛЛЕТНОГО ПРЕСС-АВТОМАТА.....	178
Дудяк А. И., Хвасько В. М., Дикан Ж. Г. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ КРУЧЕНИИ СТЕРЖНЯ ИЗ ДВУХ РАЗНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ .....	188
<b>REFERATS.....</b>	<b>194</b>



# ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.923.793

Акулович Л. М., Миранович А. В., Мисько В. Г.

## МЕТОДИКА СИНТЕЗА КОМБИНИРОВАННЫХ СПОСОБОВ УПРОЧНЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ

*Белорусский государственный аграрный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*В статье описана методика синтеза комбинированных способов упрочнения поверхностей деталей в магнитном поле, основанная на анализе известных способов обработки по обобщенным критериям совместимости и учитывающая близость основных параметров кинематики процессов, а также подобие физико-химических механизмов совмещаемых способов нанесения покрытий, съема материала основы и модифицирования поверхностного слоя. В качестве основных технологий упрочнения, на которые базируются комбинированные способы, приняты магнитно-электрическое упрочнение и магнитно-абразивная обработка. Приведены результаты экспериментальных исследований производительности и отдельных показателей качества поверхностей при реализации комбинированных способов нанесения покрытий и финишной обработки.*

**Введение.** Известно [1], что в процессе эксплуатации выход из строя высоконагруженных деталей машин начинается, как правило, с разрушения поверхностных слоев, так как они наиболее сильно подвержены внешним воздействиям. Поэтому надежность и ресурс работы машин и механизмов в значительной мере зависит от свойств и состояния поверхностных слоев входящих в них деталей. Качество поверхностей деталей формируется на протяжении всего цикла технологического процесса их изготовления [2; 3]. Для упрочняющей обработки поверхностей деталей разработано большое количество методов [2; 4; 5] и технологий размерно-чистовой упрочняющей обработки [4–6], которые вписываются в классическое представление процесса обработки (ПО) как некоторой энергетической системы, воздействующей на заготовку с целью перехода ее из одного состояния в другое с новым качеством [7–9]. Это воздействие представляется в виде цепочки преобразования энергии и осуществляется в несколько этапов  $ПО = \{Э_{\text{раб}} \Rightarrow Э_{\text{возд}} \Rightarrow M_{\text{ф.х.}}\}$ . На первом этапе подводимая энергия преобразуется в рабочую  $Э_{\text{раб}}$  с помощью технологического оборудования. На втором этапе рабочая энергия превращается в энергию воздействия  $Э_{\text{возд}}$  на обрабатываемый объект. На третьем этапе энергия воздействия приводит к образованию физико-химических механизмов  $M_{\text{ф.х.}}$  обработки заготовки являющихся главным элементом формирования параметров качества поверхности и технико-экономических показателей процесса обработки. В результате все способы упрочняющей обработки поверхностей подразделяют на три класса: со съемом материала основы, с его преобразованием и с нанесением на поверхность других функциональных материалов.

Накопленный опыт показывает, что каждый способ упрочнения имеет свою конкретную область рационального применения и не может претендовать на универсальность. Традиционные способы упрочняющей обработки поверхностей исчерпали свои возможности, что в дальнейшем при их совершенствовании не позволяет существенно повышать параметры свойств изделий. Поэтому в машиностроении все более актуаль-

ным является применение комбинированных методов упрочняющей обработки поверхностей деталей, отличающихся тем, что процесс преобразования структуры поверхностного слоя или нанесения на поверхность материалов с другими свойствами происходит в результате протекания двух и более энергетических воздействий. В технологических процессах упрочнения используют механическую, тепловую, химическую, электрическую, магнитную, лучевую, акустическую виды энергии [10; 11]. Характер энергетического воздействия: распределенный, концентрированный, постоянный, пульсирующий, импульсный и др.

Комбинированные методы механической обработки позволяют снизить энергетические затраты, в 1,5–2 раза повысить производительность и отдельные показатели качества поверхностей.

**Целью настоящего исследования** является разработка методики синтеза способов комбинированного упрочнения поверхностей деталей машин в магнитном поле на основе известных технологий по обобщенным критериям, отражающим близость или подобие физико-химических механизмов, происходящих в каждом способе.

**Методика исследований.** Концептуальный подход синтеза комбинированных способов упрочняющей обработки поверхностей деталей машин в магнитном поле основывается на системной модели технологии, представляемой [8; 10] как воздействие на заготовку потоками энергии, технологических режимов и материалов. Энергии магнитного поля отводится доминирующая роль.

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

Близость основных технологических параметров совмещаемых способов, в общем случае, оценивается путем сравнительного анализа видов энергетического и материального воздействия на упрочняемую поверхность, а также технологических режимов. К ним относятся:

- виды применяемой энергии и параметры ее источников;
- химический состав материалов, наносимых на упрочняемую поверхность;
- кинематика процессов и величины основных технологических режимов.

Оценку подобия физико-химических механизмов в совмещаемых способах упрочнения можно проводить на основе положения теории подобия [12] по термодинамическим и тепловым процессам, а также по массопереносу. Совмещаемые процессы должны быть реализованы в близких геометрических и временных условиях (например, скорость, время, масса, плотность или сочетание единиц измерения), а математические модели, отражающие их состояние или функционирование, – иметь одинаковую физическую природу и описываться одинаковыми по форме и существу уравнениями. Степень подобия совмещаемых способов определяет вид комбинированной технологии: параллельная (обработка каждым способом совмещена во времени), последовательная (обработка каждым из совмещаемых способов производится последовательно) и последовательно-параллельная.

Предложенная методика предусматривает следующую последовательность синтеза способов комбинированного упрочнения в магнитном поле:

- анализ существующих способов упрочнения в магнитном поле поверхностей деталей, включающий вид и источник энергетического воздействия, вид материального

воздействия, особенности реализации технологии и используемое оборудование, оценку их возможностей;

– выбор из анализируемых способов упрочнения основного (базового) способа упрочнения в зависимости от поставленных задач, анализ его недостатков;

– проработка вариантов совмещения с основным способом существующих методов упрочняющей обработки и определение дополнительного технологического воздействия;

– экспериментальные исследования совместимости способов на основе подбора физико-химических механизмов и анализ полученных результатов.

**Результаты исследований.** Применительно к способам упрочняющей обработки поверхностей в магнитном поле, когда природа физических полей уже известна, предлагается более простой метод оценки их подобия (таблица).

Таблица – Оценка возможности совмещения способов упрочняющей обработки в магнитном поле поверхностей вращения

Дополнительные способы обработки	Основной (базовый) способ упрочняющей обработки				Вид совместимости
	Виды воздействий на поверхность				
	энергетическое		технологическое		
	общее	автономное	близкая	разная	
Магнитно-электрическое упрочнение					
Шлифование		+	+		Параллельный
Поверхностное пластическое деформирование		+	+		Параллельный
МИУ	+		+		Параллельно-последовательный
Лазерное упрочнение		+		+	Последовательный
МАО	+		+		Последовательный
Магнитно-абразивная обработка					
Шлифование		+	+		Параллельный
МИУ		+	+		Параллельный
Электрохимическое полирование		+	+		Параллельный

В зависимости от поставленной задачи основным способом упрочняющей обработки может быть магнитно-электрическое упрочнение (МЭУ) – для черновой обработки или магнитно-абразивная обработка (МАО) – для отделочно-чистовой. Оба эти способа можно реализовывать последовательно на одном оборудовании [13] после его переналадки.

Из таблицы следует, что МЭУ, шлифование и поверхностное пластическое деформирование (ППД) могут выполняться параллельно, а магнитно-импульсное упрочнение (МИУ) не совмещается с МЭУ по времени.

При МЭУ (рис. 1) заготовку 1 и полюсный наконечник 2 электромагнита располагают с определенным зазором между их поверхностями и подключают их к источнику технологического тока 6 с помощью скользящего контакта. В зазор из бункера-дозатора 4 непрерывно подают ферромагнитный порошок (ФМП), частицы которого выстраиваются в токопроводящие «цепочки» и замыкают контакты источника технологического тока. В результате происходит электрический разряд, под действием которого происходит плавление частиц ФМП в местах их контакта с поверхностью заготовки, что приводит к формированию на поверхности покрытий в виде сочетания множества точечных вкраплений округлой формы (рис. 2, а). Микроструктура упрочненного

слоя, обеспечивающая его физико-механические свойства, зависит от химического состава ФМП и материала основы. Толщина покрытий составляет до 0,2 мм, а шероховатость поверхности –  $Ra \geq 12,5$  мкм. Вместе с тем для процесса МЭУ присуща неравномерность распределения по упрочняемой поверхности отдельных вкраплений материала ФМП, вызванная спонтанным формированием токопроводящих цепочек из зерен ФМП и, как следствие, местом возникновения электрических разрядов. Это приводит как к снижению сплошности наносимого покрытия, так и к увеличению шероховатости поверхности.

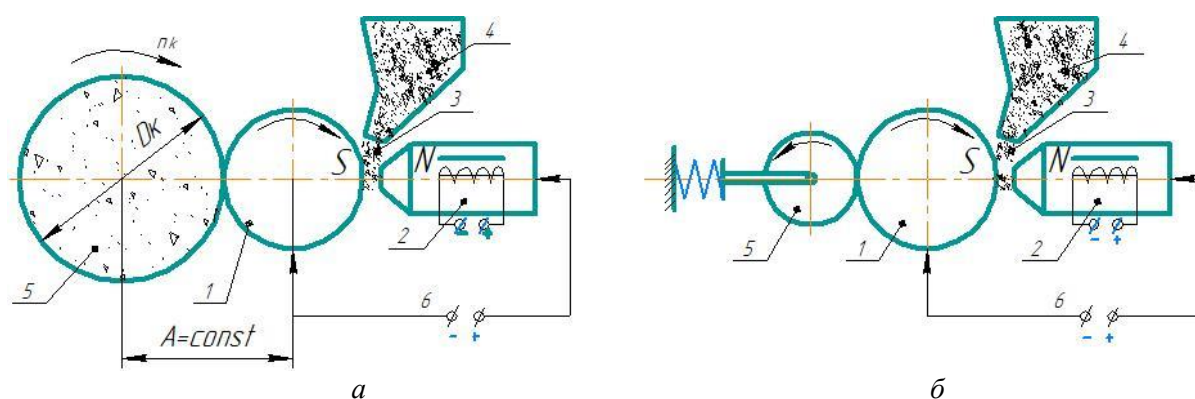


Рис. 1. Схема комбинированной упрочняющей обработки наружных цилиндрических поверхностей: *а* – МЭУ со шлифованием; *б* – МЭУ с ППД:  
 N, S – полюсы магнитного поля; 1 – заготовка; 2 – полюсный наконечник магнита;  
 3 – ФМП, 4 – бункер-дозатор; 5 – шлифовальный круг (*а*), деформирующий ролик или шарик (*б*); 6 – источник технологического тока

Уменьшить шероховатость поверхности можно шлифованием, которое совмещается с МЭУ на шлифовальном станке (рис. 1, *а*). При наладке шлифовальный круг устанавливают на требуемый размер диаметра обрабатываемой поверхности и межосевое расстояние  $A$  выдерживается постоянным на протяжении всего цикла обработки. По мере нанесения покрытия диаметральный размер будет увеличиваться только до достижения расстояния  $A$ , так как лишний слой будет срезаться шлифовальным кругом. Такая комбинированная обработка совмещает во времени нанесение покрытия и чистовую обработку его поверхности до шероховатости  $Ra \leq 1,25$  мкм, а также экономит расход ФМП, поскольку наносится только заданная толщина покрытия.

Наибольший эффект получен при совмещении МЭУ с ППД (рис. 1, *б*). В этом случае происходит дополнительно термомеханическое упрочнение. На упрочняемую поверхность одновременно воздействуют электромагнитные и термомеханические потоки энергии. Для разогрева поверхностного слоя используется технологическое тепло, образовавшееся энергией электрических разрядов. При таком комбинированном воздействии происходит формирование покрытия, нагрев образовавшихся неровностей, их деформирование и сглаживание поверхности (рис. 2, *б*). Происходящие в поверхностном слое структурные и фазовые превращения определяют физико-механические свойства покрытий. Шероховатость поверхности при этом уменьшается до  $Ra 1,25-0,63$  мкм.

Важнейшей характеристикой топографии поверхности с точки зрения эксплуатационных свойств деталей является опорная кривая, характеризующая распределение металла по высоте в шероховатом поверхностном слое. Экспериментально установлено, что комбинированное упрочнение значительно увеличивает опорную поверхность. До половины высоты профиля опорная поверхность после ППД, совмещенной с МЭУ, увеличивается в 2–3 раза (рис. 3). После шлифования и магнитно-абразивной обработки ве-

личина опорной поверхности еще более увеличивается. Однако, для сохранения толщины нанесенного покрытия предпочтительно применять бесстружковые методы последующей обработки упрочненных поверхностей. Поэтому, где это возможно, при механической обработке упрочненных и восстановленных деталей следует обходиться без операций шлифования.

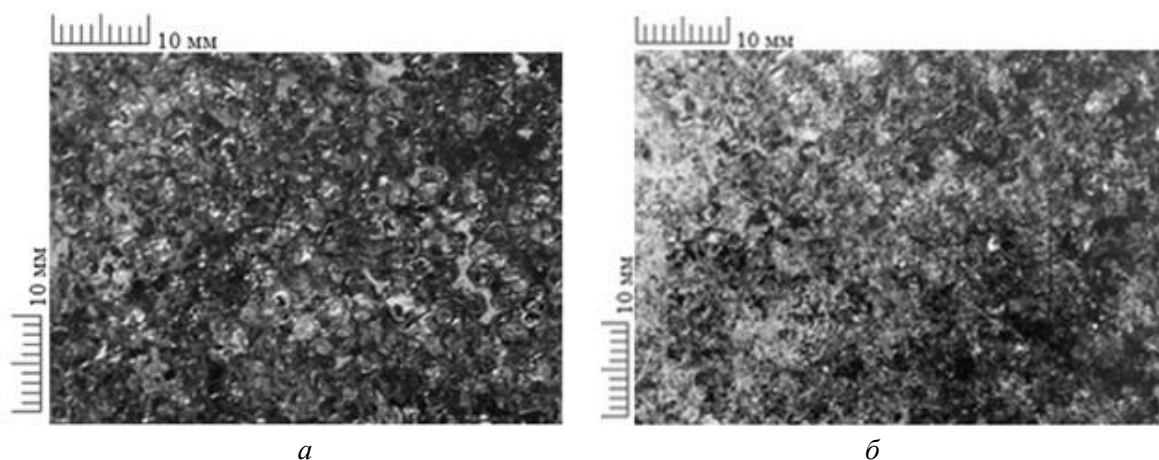


Рис. 2. Фотография поверхности после МЭУ: а – после МЭУ; б – МЭУ с ППД

Вторым основным способом упрочнения деталей в магнитном поле путем улучшения топографии их поверхностей (см. табл.) является МАО, которую можно совмещать с МИУ путем конструирования магнитных систем в соответствии со схемой, приведенной на рис. 4 [14].

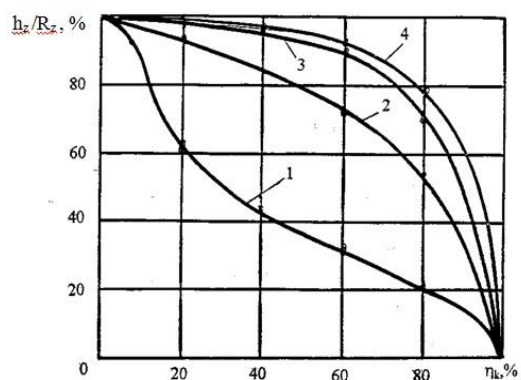


Рис. 3. Опорные кривые упрочненных поверхностей:  
 1 – МЭУ; 2 – МЭУ + ППД;  
 3 – МЭУ + шлифование;  
 4 – МЭУ + шлифование + МАО;  $h_z$  – высота уровня;  $R_z$  – высота неровностей;  
 $\eta_k$  – отношение отрезков внутри контура ко всей длине

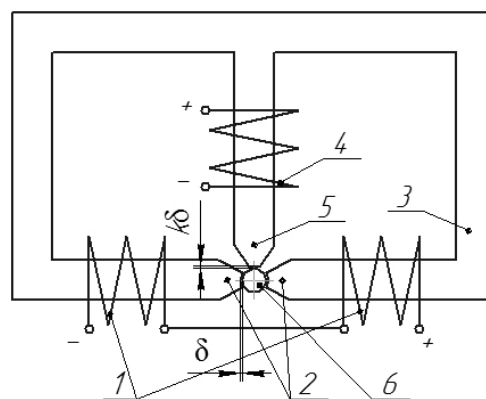


Рис. 4. Принципиальная схема магнитной системы при совмещении МАО и МИУ наружных цилиндрических поверхностей:  
 1 – катушка электромагнита для МАО;  
 2, 5 – полюсные наконечники;  
 3 – магнитопровод;  
 4 – катушка электромагнита для МИУ;  
 6 – заготовка

Обрабатываемую заготовку 6 располагают с определенными зазорами  $\delta$  между полюсными наконечниками 2. Зазоры заполняют ферроабразивным порошком. Абразивные зерна порошка под действием энергии магнитного поля, создаваемого катушками 1 основной магнитной системы, удерживаются в зазоре и, ориентируясь наибольшей осью по направлению магнитных силовых линий, создают ферроабразивную щетку, ко-

торая прижимается к обрабатываемой поверхности силой магнитного поля. Детали сообщают вращательное и возвратно-поступательное осциллирующее движения, что обеспечивает перемещение обрабатываемой поверхности относительно абразивных зерен. Поскольку каждое зерно ориентируется по направлению магнитных силовых линий, то к обрабатываемой поверхности обращены наиболее острые режущие кромки. В процессе МАО режущие кромки абразивных зерен изнашиваются, уменьшается режущая способность ферроабразивной щетки и требуется ее регенерация. Функцию регенерации выполняет дополнительная магнитная система (ДМС), которая состоит из катушки индуктивности 4, полюсного наконечника 5 и источника питания (на рис. 4 не показан). Магнитопровод 3 у основной и дополнительной систем является общим.

ДМС используется для управления направлением силовых магнитных линий основной магнитной системы, что позволяет переместить абразивную щетку в зону входа в рабочий зазор [14] и сориентировать ее таким образом, чтобы режущие кромки абразивных зерен имели положительные передние углы ( $+\gamma$ ). Это позволяет управлять интенсивностью резания и шероховатостью поверхности.

Кроме регенерации ферроабразивной щетки и управления величиной угла наклона абразивных зерен, ДМС позволяет осуществлять МИУ поверхностного слоя детали. Для этого в процессе МАО дополнительная магнитная система периодически (через 3–5 с) генерирует импульсы магнитного поля (не менее 2 Тл) длительностью каждого до 6 с. Импульсный характер дополнительного магнитного поля осуществляет модифицирование поверхностного слоя детали.

Физическая сущность модифицирования основывается [15] на изменении многими материалами своих физико-механических свойств под воздействием импульсных магнитных полей. Улучшение при МИУ свойств поверхностей деталей из ферромагнитных материалов связано с направленной ориентацией свободных электронов металла во внешнем магнитном поле, вследствие чего увеличивается тепло- и электропроводимость металла. При изменяющемся по величине и по направлению магнитном поле происходит переориентация спина с определенной циклическостью и изменением его направления, что отражается на химической связи металлических соединений в поверхностного слоя. Эта ориентация происходит тем интенсивнее, чем выше структурная и энергетическая неоднородность металла. При МИУ в поверхностном слое возникают вихревые токи и локальные микровихри, которые нагревают участки вокруг кристаллитов напряженных блоков и неоднородностей структуры металла, создавая очаги градиента напряжений. На таких участках возрастает вероятность разрыва межатомных связей. В тех местах, где локальные напряжения превышают пределы упругости материала, формируются очаги пластической деформации, что свидетельствует об упрочнении металлической поверхности. Именно здесь интенсивно протекают процессы размножения и перемещения дислокаций. Чем выше концентрация поверхностных и внутренних напряжений в металле, тем больше вероятность локальной концентрации в них микровихрей внешнего поля и возникающих вихревых токов, которые нагревают тонкий поверхностный слой. Выделяющаяся теплота расходуется на процессы, связанные с фазовыми превращениями 1-го и 2-го рода и улучшением микроструктуры материала поверхностного слоя. С увеличением плотности дислокации, сталь претерпевает своеобразный наклеп [15], что выражается в изменении параметра решетки мартенсита и снижении температуры обратного мартенситного превращения. Указанные явления проявляются также и в процессах МЭУ и МАО.

В процессе изготовления деталей машин в их материале концентрируется некоторое количество избыточной энергии. Неравномерная концентрация избыточной энергии вызывает ее преобразование, что приводит к концентрации внутренних напряжений в материале и снижению физико-механических свойств. МИУ значительно уменьшает избыточную энергию материала, связанную с концентрацией внутренних и поверхностных напряжений в детали.

Кроме воздействия импульсным магнитным полем, при вращении заготовки в процессе МАО (см. рис. 4) происходит перемещение цилиндрической поверхности относительно силовых линий магнитного поля, что приводит к возникновению в поверхностном слое индукционных вихревых токов переменного направления. При многократном перемагничивании возникающие электромагнитные и пластические эффекты снижают прочностные характеристики материала поверхностного слоя. Из-за скин-эффекта вся тепловая энергия концентрируется в поверхностных слоях. Суперпозиция основного и дополнительного магнитных полей усиливает нагрев поверхностного слоя. Это способствует пластическому деформированию при абразивном резании и «выглаживанию» поверхности абразивными зёрнами, что увеличивает ее опорную площадь и снижает шероховатость.

Экспериментально установлено, что суперпозиция основного и дополнительного магнитных полей при совмещении МАО и МИУ повышает производительность обработки до 1,8 раза и увеличивает твердость поверхностного слоя на глубине 5 мкм на 18–20 %, а топография поверхности не сопровождается заметным изменением шага неровностей, образовавшихся на предшествующих операциях обработки.

**Заключение.** Синтез комбинированных способов упрочнения поверхностей деталей в магнитном поле, основанный на системной модели технологии и анализе известных способов обработки по обобщенным критериям совместимости, учитывает близость основных параметров кинематики процессов, а также подобие физико-химических механизмов совмещаемых способов нанесения покрытий, съема материала основы и модифицирования поверхностного слоя. Процесс преобразования структуры поверхностного слоя или нанесения на поверхность материалов с другими свойствами происходит в результате протекания двух и более энергетических воздействий. Экспериментально установленные повышение производительности рассмотренных комбинированных способов упрочнения и отдельных показателей качества поверхностей можно объяснить проявлением синергетических эффектов.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Технологические и эксплуатационные методы обеспечения качества машин / В. Б. Альгин [и др.] ; под общ. ред. П. А. Витязя. – Минск : Беларус. Навука. 2010. – 109 с.
2. Обработка и упрочнение поверхностей при изготовлении и восстановлении деталей / В. И. Бородавко [и др.]; под общ. ред. М. Л. Хейфеца и С. А. Клименко. – Минск : Беларус. навука. 2013. – 463 с.
3. Финишная обработка поверхностей / С. А. Клименко и др.; под общ. ред. С. А. Чижика и М. Л. Хейфеца. – Минск : Беларус. навука. 2017. – 377 с.
4. Поляк, М. С. Технология упрочнения. Технологические методы упрочнения. В 2т. Т.1. – Москва : ЛВМ-СКРИПТ, Машиностроение. 1995. – 832 с.
5. Поляк, М. С. Технология упрочнения. Технологические методы упрочнения. В 2т. Т.2. – Москва : ЛВМ-СКРИПТ, Машиностроение. 1995. – 688 с.
6. Михайлов, А. Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий машиностроения. – Донецк : ДонНТУ. 2008. – 346 с.
7. Смоленцев, Е. В. Проектирование электрических и комбинированных методов обработки. М.: Машиностроение. 2005. – 511 с.
8. Подураев, В. Н. Технология физико-химических методов обработки. – М. : Машиностроение. 1985. – 264 с.
9. Бабичев, А. П. Физико-технологические основы методов обработки. – Ростов н/Д : Феникс. 2006. – 409 с.
10. Рыжов, Э. В. Оптимизация технологических процессов механической обработки / Э. В. Рыжов, В. И. Аверченков. – Киев : Наукова думка. 1989. – 192 с.
11. Акулович, Л. М. Термомеханическое упрочнение деталей в электромагнитном поле. – Полоцк : ПГУ. 1999. – 240 с.

12. Иванов, И. Е. Методы подобию физических процессов: учеб. пособие / И. Е. Иванов, В. Е. Ерещенко. – М. : МАДИ. 2015. – 144 с.

12. Кульгейко, М. П. Роль инверсионности способов магнитно-электрической обработки при создании технологических комплексов генерации поверхностей / М. П. Кульгейко, Г. В. Петришин, Н. М. Симанович // Вестник Белорусско-Российского ун-та. 2020. №4(69). – С. 21–30.

14. Акулович Л. М. Упрочняющая магнитно-абразивная обработка поверхностей с управлением процессом резания / Л. М. Акулович, О. Н. Ворошуха // Упрочняющие технологии и покрытия. 2020. Т. 16. № 1 (181). – С. 3–8.

15. Алифанов, А. В. Магнитно-импульсная упрочняющая обработка изделий из конструкционных и инструментальных сталей / А. В. Алифанов [и др.] // Литье и металлургия. 2012. № 3. – С. 77–82.

Поступила 05.09.2022

УДК 621.923.6

Ажар А. В., Минасян Г. О., Осадчий Е. Н., Ишкуло П. Ю.

## ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ЗАТОЧКА ЗУБОРЕЗНЫХ МОДУЛЬНЫХ ФРЕЗ НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА 3D-МОДЕЛИ ОПЕРАЦИИ ЗАТЫЛОВАНИЯ

*Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*Показано, что наибольшую производительность операции затылования профильных (фасонных) фрез обеспечивают цилиндрические спрофилированные шлифовальные круги. Максимальный диаметр шлифовального круга зависит от требуемой длины затылованной части зуба и ограничен условием врезания в соседний зуб. Установлено, что принятый метод расчета диаметра круга не позволяет обеспечить условия оптимального затылования фрезы, и не учитывает ряд ее конструктивных параметров. Предложенный метод 3D моделирования операции затылования дает более широкие возможности по оптимизации технологии заточки фрез и конструкции инструмента на этапе проектирования и подготовки производства.*

**Введение.** Дисковые модульные фрезы – это разновидность профильных (фасонных) насадных фрез для нарезания зубчатых изделий [1]. Они применяются для черного и чистового нарезания прямозубых цилиндрических колес, черного нарезания зубьев косозубых колес, черного, а иногда чистового нарезания прямозубых конических колес, зубчатых реек, шлицевых валов методом копирования в условиях единичного и мелкосерийного производства. Теоретически для каждого нарезаемого колеса необходимо иметь свою фрезу. Практически, с некоторой погрешностью, одной фрезой данного модуля можно обрабатывать зубчатые колеса с числом зубьев определенного интервала. Установлено два набора: из 8-ми фрез для нарезания колес с модулем до 8 мм; из 15-ти фрез для колес с модулем свыше 8 мм [2].

Дисковые фрезы применяются на универсальных и специализированных фрезерных станках, в том числе и с ЧПУ. Уступая по производительности и точности инструментам работающим методом обката (червячные фрезы, долбяки), они обеспечивают достаточно эффективное изготовление небольших партий или единичных экземпляров деталей с зубчатым профилем за счет простой кинематики формообразования при наличии делительных устройств.

При проектировании, изготовлении и восстановлении дисковых зуборезных фрез возникают типовые проблемы характерные большинству профильных фрез. Они связаны с особенностями формирования профиля и задней поверхности зуба инструмента,



которые определяются условиями формообразования после переточки [3]. У профильных фрез работающего методом копирования условия формообразования изменяются независимо от поверхности переточки и обеспечиваются путем восстановления положения исходной инструментальной поверхности относительно обрабатываемой с помощью механизмов станков. Наиболее рационально сьем поврежденного слоя режущей части инструмента осуществлять по поверхности износа. Несмотря на преобладающий износ вдоль задней поверхности, профильные фрезы, перетачиваются по передней поверхности. Процесс переточки по задней поверхности у таких инструментов сложный и дорогой из-за наличия фасонной режущей кромки и необходимости обеспечения задних углов вдоль всей задней поверхности. Минимизировать потерю точности обработки после переточки по передней поверхности можно, придав неперетачиваемой задней поверхности такой формы, которая бы не изменяла или изменяла в минимальной степени форму, размеры профиля и углы заточки профилирующей поверхности инструмента после восстановления режущей способности. Реализовать поставленную задачу для большинства фасонных многозубых инструментов позволяет спиралевидная заточка (затылование) по задней поверхности при изготовлении.

Анализ схем и сравнение методов затылования показал, что наиболее простым, пространственным и достаточно точным методом заточки задних поверхностей фасонных фрез является *затылование по спирали Архимеда* на специализированных затыловочных, токарно-затыловочных или резьбошлифовальных станках [4].

В зависимости от требований к качеству задней затылованной поверхности и высоты профиля зуба процесс затылования осуществляется только резцом, резцом с последующей обработкой шлифовальным кругом или только шлифовальным кругом на станках, имеющих согласованные вращательное движение заготовки и поступательное инструмента в радиальном и при необходимости в осевом направлении. Кроме перечисленных к группе станков способных осуществлять затылование следует отнести токарные и заточные станки с ЧПУ с управляемой осью *C*.

При использовании резца зуб фрезы можно затыловать целиком независимо от окружного шага и высоты профиля. В свою очередь шлифовальный круг подбирается так, чтобы при отводе не происходил зарез следующего зуба. При заточке шлифованием обычно ограничиваются затылованием на  $1/2-2/3$  длины, из-за малого окружного шага между зубьями. При этом может возникнуть седлообразность, которая бывает допустимой или недопустимой, в зависимости от ее подъема и количества заточек фрезы. Фрезу можно перетачивать по передней поверхности максимум до 35 % от изначальной длины зуба в связи с ограничениями по прочности и точности обработки, окончательно сточенной фрезой.

Основным видом износа фасонных зуборезных затылованных фрез является износ по задней поверхности на величину  $h_z$  (рис. 1, *a*). Затачивание фрез после затупления осуществляется по передней поверхности кругами тарельчатого или чашечного типа на универсально-заточных, специализированных заточных или шлицешлифовальных станках, в том числе и с ЧПУ (рис. 1, *б*) [5].

Толщина слоя металла, снимаемого за одно затачивание, мм:

$$h = h_z + \Delta h, \quad (1)$$

где  $\Delta h$  – дополнительный слой на переточку в пределах  $(0,1-0,2)$  мм.

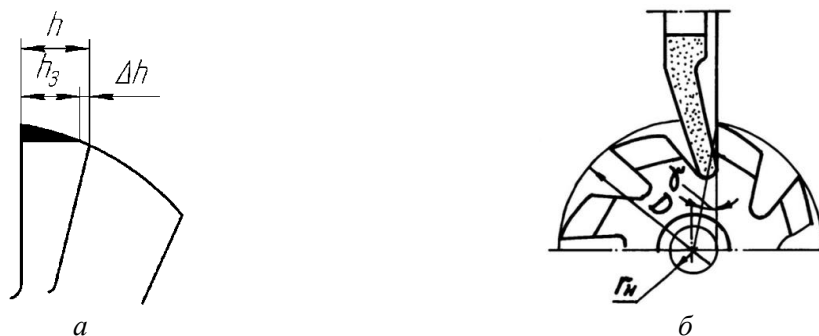


Рис. 1. Схема износа и перетачивания зуба фрезы

Наиболее вероятным является припуск на заточку для черновых фрез от 0,3 до 0,5 мм, для чистовых фрез от 0,15 до 0,20 мм. Хотя для некоторых черновых фрез толщина слоя при затачивании достигает 1 мм.

При изготовлении дисковая фасонная фреза после заточки по передней шлифуется по задней затылованной поверхности. Она обрабатывается последней, а сама операция обеспечивает окончательную размерную точность и биение профиля, остроту режущей кромки и шероховатость задней поверхности инструмента.

В производстве получили применение три метода шлифования затылкапрофильных фрез: чашечным коническим, пальцевым и фасонным дисковым кругом [6]. В двух последних случаях шлифовальные круги заправляют соответственно профилю шлифуемых фрез. Наибольшие проблемы при выборе метода затылования связаны с точностью получаемого профиля и производительностью операции. Наибольшую производительность обеспечивают цилиндрические спрофилированные шлифовальные круги. При этом стремятся выбрать круг наибольшего диаметра. Он требует меньше правок в ходе работы, что повышает точность профиля затылуемого инструмента, увеличивает общий ресурс круга. Для обеспечения заданной скорости резания порядка 25–30 м/с нет необходимости в увеличении частоты вращения шпинделя станка, которая при малом диаметре круга может быть не реализована по техническим причинам. Однако при выборе круга большего диаметра часто не удается получить затылок, протшлифованный по всей длине зуба, т. к. в конце рабочего хода круг может задеть соседний зуб. Недобег круга часто приводит к образованию «седла» на зубе (рис. 2) [6]. Решить эту проблему не удастся даже при уменьшении числа зубьев.

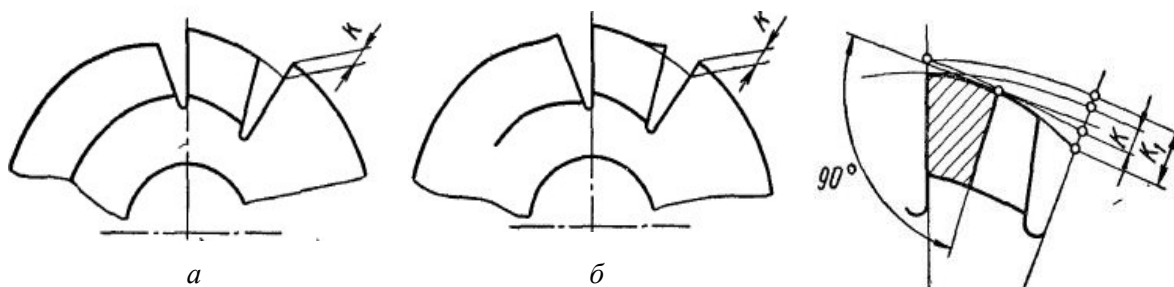


Рис. 2. Правильный (а) и неправильный седлообразный (б) спады затылка у фрез

Рис. 3. Схема зуба при двойном затыловании

При этом современное производство нацелено на использование так называемые «многозубых» фрез повышенной производительности. Применение двойного затылования, устраняет увеличенный по высоте и по сторонам непрошлифованный участок зуба. Нешлифованный участок предварительно затылуют резцом с помощью кулачка, величину

спада  $K_l$  которого делают в 1,3–1,75 раза больше величины спада кулачка  $K$  для шлифованной части (рис. 3) [2; 6]. Эта дополнительная операция или переход приводят к увеличению трудозатрат и стоимость изготовления фрезы.

Таким образом, затылование шлифованием наиболее трудоемкая, сложная, точная операция изготовления инструмента. Она характеризуется большим разнообразием методов шлифования, форм и размеров шлифовальных кругов, которые определяют точность и производительность процесса затылования, а также эксплуатационные свойства и долговечность фрез. Технологическая возможность получения затылованной задней поверхности также должна учитываться при конструировании инструментов (выборе диаметра, числа зубьев, угла стружечной канавки). На практике инженеры сталкиваются с проблемой выбора эффективных и технически обоснованных решений при проектировании и изготовлении затылованных фрез. Существующие методы определения характеристик шлифовальных кругов и схем затылования носят приблизительный характер и требуют уточнения путем опытных испытаний, не отражают влияния всех конструктивных параметров затылуемых фрез, а также технико-экономических показателей изготовления и эксплуатации этих инструментов.

**Задачи исследований.** Для определения оптимальных конструктивных параметров затылованных профильных (зуборезных) фрез и технологических приемов их заточки и переточки необходимо решить следующие задачи:

– создать методику позволяющего быстро и с высокой точностью определять оптимальный диаметр, профиль и положение шлифовального круга для операции затылования на основе цифрового двойника (2D или 3D модели) фрезы;

– проанализировать как саму операцию затылования, так и эксплуатационные характеристики, в том числе проектную долговечность, дисковых зуборезных модульных фрез затылованных шлифовальными кругами новой конструкции;

– установить степень влияния диаметра шлифовального круга на длину затылования, величину возможного зареза смежного зуба и седлообразности на незатылованном участке зуба;

– выявить конструктивные параметры профильной фрезы, неучтенные в применяемой функциональной зависимости по определению диаметра шлифовального круга для затылования. Установить степень их влияния на размеры круга;

– дать рекомендации по выбору конструкции профильной фрезы и технологии ее затылования исходя из технико-экономических характеристик изготовления, эксплуатации и восстановления инструмента.

**Методика исследования операции шлифования задней затылованной поверхности профильной фрезы.** На практике диаметр дискового шлифовального круга для затылования задних поверхностей рассчитывается по формуле [2]:

$$D_{кр.расч.} = \frac{D_{фр}}{2} \cdot \sin \frac{180}{z} \cdot \frac{1}{\sin \alpha_\alpha}, \quad (2)$$

где  $D_{фр}$  – диаметр фрезы, мм;

$z$  – число зубьев;

$\alpha_\alpha$  – задний угол на зубе.

Выбор шлифовального круга по формуле (2) позволяет сократить объем опытных испытаний, но не позволяет оптимизировать параметры операции затылования и тем более конструкции фрезы, как на этапе проектирования инструмента, так и подготовки производства в целом. Для решения задач выбора оптимального диаметра, профиля и положение шлифовального круга для операции затылования, а также назначения конструктивных параметров фасонной фрезы связанных с особенностями заточки и переточки инструмента разработана методика, основанная на применении современных векторных параметрических 3D САПР [7]. Ключевым этапом применения данного метода является построение окружности (образующей наружного контура профиля шлифовального

круга), касательной к образующей затылка зуба в выбранном радиальном сечении и проходящей через соответствующую точку профиля на передней поверхности соседнего зуба (рис. 4, 5). Моделирование затылования ряда фасонных фрез показало несостоятельность формулы (2), т. к. она не учитывает изменяющиеся параметры глубины фасонного профиля зуба и угол стружечной канавки фрезы [8].

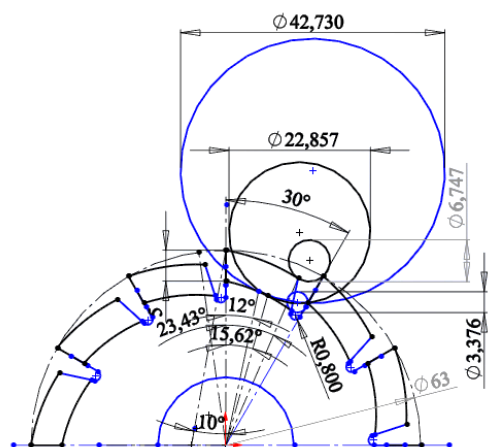


Рис. 4. Моделирование диаметра круга для затылования фрезы модулем  $m = 2$  мм

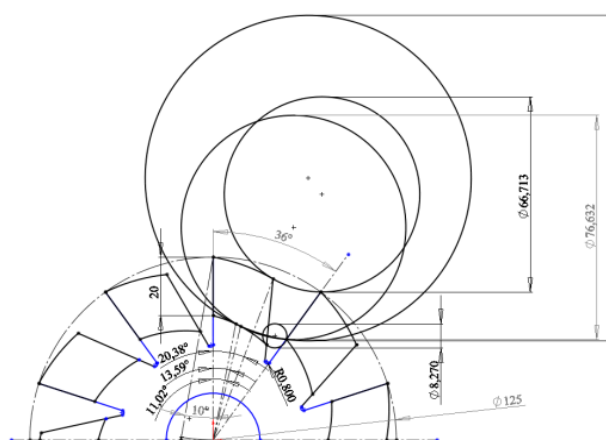


Рис. 5. Моделирование диаметра круга для затылования фрезы модулем  $m = 8$  мм

**Апробация нового метода оптимизации конструкции и операции затылования профильных фрез.** Предложенный метод моделирования апробирован на фасонных многониточных насадных фрезах для обработки пазов в статоре линейного двигателя ОАО «Планар». Благодаря его использованию оптимизирована конструкция фрезы, а именно увеличено числа зубьев  $z$  и уменьшен угол стружечной канавки  $\theta$ . Новая фреза обеспечивает уменьшение машинного времени обработки на 33 % и рост общего ресурс инструмента за счет увеличения числа переточек на 25 % [9].

С целью определения оптимальных диаметров шлифовальных кругов, обеспечивающих заточку профиля зуба на  $2/3$  длины, и сравнения условий заточки зубьев фрез кругами, рассчитанными по формуле (2) проведено моделирование операции затылования стандартных дисковых фрез модулем  $m = 1 \dots 16$  мм [10; 11].

В качестве примера, для фрез модулем  $m = 2$  мм (рис. 4) и  $m = 8$  мм (рис. 5) построены круги:  $\varnothing 3,4$  и  $\varnothing 8,2$  – для полного затылования образующей основания зуба без зареза следующего;  $\varnothing 6,7$  и  $\varnothing 66,7$  – для полного затылование внешней образующей зуба;  $\varnothing 22,9$  и  $\varnothing 76,6$  – для затылования зуба на  $2/3$  без зарезания следующего (оптимальные круги);  $\varnothing 42,7$  и  $\varnothing 111,2$  – рассчитанные по формуле (2).

Создание 3D модели шлифовального круга для затылования модели дисковой фрезы, позволяет наглядно представить и оценить разработку, проанализировать ее точность, а также рассмотреть варианты ее модернизации (рис. 6, 7).

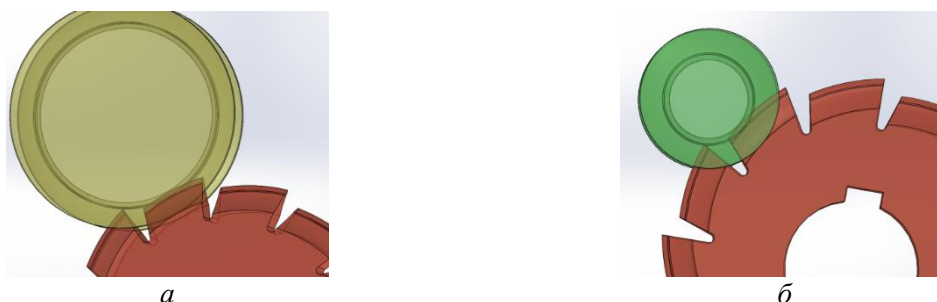


Рис. 6. 3D модель затылования фрезы модулем  $m = 2$  мм при условии отсутствия зареза смежного зуба: а – круг  $\varnothing 42,7$  (расчетный) в момент шлифования зуба на  $1/2$  длины; б – круг  $\varnothing 22,9$  (смоделированный) при шлифовании  $2/3$  длины зуба



Рис. 7. 3D модель затылования фрезы модулем  $m = 2$  мм на всю длину зуба (зарез смежного зуба): *а* – круг Ø42,7 (расчетный); *б* – круг Ø22,9 (смоделированный)

**Анализ результатов моделирования операции затылования дисковых модульных зуборезных фрез.** Оценка эффективности применения рассчитанных и смоделированных кругов, осуществлена путем сравнения диаметров кругов и длин (углов) затылования при их использовании (рис. 8, 9).

Результаты 3D моделирования подтвердили несостоятельность формулы (2) для определения диаметров шлифовальных кругов обеспечивающих затылок зуба на  $2/3$  длины, за исключением фрезы модулем  $m = 6$  мм, для которой диаметр рассчитанного и смоделированного круга, как и длина затылования совпали (рис. 8).

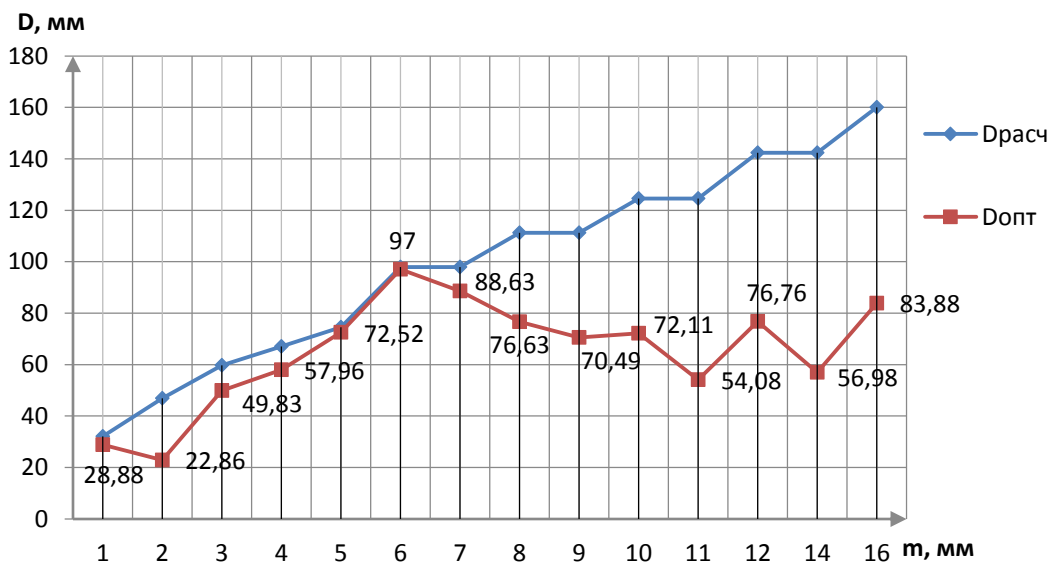


Рис. 8. Зависимость диаметра  $D$  шлифовального круга от модуля  $m$  фрезы:  
 Драсч – диаметр шлифовального круга (ШК) полученный по формуле (2);  
 Допт – диаметр смоделированного (оптимального) ШК для затылования на  $2/3$  длины зуба

В остальных случаях диаметр рассчитанного круга больше смоделированного. Разница диаметров достигает  $2,5$  раз при затыловании фрез модулем  $m = 14$  мм. Длина участка затылования смоделированным кругом, больше чем рассчитанным и разница этих длин достигает  $75\%$  для фрез с  $m = 16$  мм. Увеличение диаметра круга по сравнению с оптимальным (смоделированным) приводит к уменьшению длины затылования, но эта зависимость не прямо пропорциональная (рис. 9).

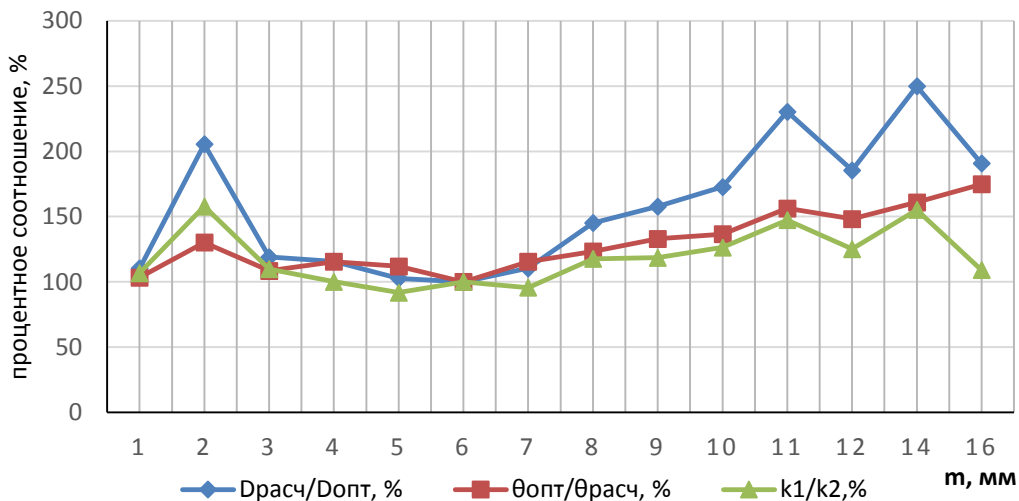


Рис. 9. График отношения диаметров кругов, длин затылования и коэффициента  $k$  их относительного влияния на операцию затылования для фрез модулем  $m = 1-16$  мм

Анализ коэффициента  $k$  отражающего отношения диаметров кругов  $k_1$  и соответствующих им длин затылования  $k_2$  показывает неоднозначный отклик изменения длины затылования на изменение диаметра круга. Наименьший отклик наблюдается у фрез модулем  $m = 2$  и  $14$  мм, наибольший у фрез модулем  $m = 5$  и  $7$  мм.

Прямо пропорциональная связь наблюдается только у фрез модулем  $m = 6$  мм.

При выборе диаметра шлифовального круга для затылования не всегда экономически целесообразным будет круг, обеспечивающий затылование на максимально возможную длину зуба. Эффект от его применения может не перекрыть издержки на операцию затылования из-за неравномерного выкрашивания профиля требующего частой правки и дополнительного времени на настройку станка, а также малого суммарного ресурса шлифовального круга. В ряде случаев, особенно при малом окружном шаге и большой высоте зуба затылуемой фрезы, поиск диаметра круга обеспечивающего максимальную длину затылования, приводит к получению параметров недопустимых с точки зрения конструкции инструмента (глубины профиля и присоединительных размеров) и технических характеристик станка (диаметра оправки для установки круга и максимальной частоты вращения шпинделя). Так исходя из сравнения расчетной глубины профиля и диаметра  $Donm$  смоделированного шлифовального круга для фрез модулем  $m = 11; 14; 16$  мм реализовать затылование всего профиля невозможно. В этом случае допустимо раздельное шлифование по вершине зуба и боковым сторонам. Таким образом, при выборе диаметра круга необходимо учитывать не только геометрическую оптимизацию диаметра заточного инструмента, но и технико-экономическую составляющую его выбора. Так диаметр круга определяет не только его первичную стоимость, но и общий ресурс через допустимое количество правок и припуск на одну правку, связанную с равномерностью износа по высоте профиля. При этом затыловочные круги характеризуются переменной скоростью резания точек по высоте профиля, что вызывает неравномерный износ. Данные круги отличаются от стандартных, прямого профиля, увеличенным припуском на правку из-за значительного отклонения образующей профиля от оси. Чем меньше исходный диаметр круга, тем интенсивнее его износ и больше его разница в разных точках профиля, что может привести к преждевременной потере точности профиля фрезы при затыловании. Поправку на данные условия изготовления и эксплуатации фасонной фрезы может дать показатель учитывающий отношение диаметров сравниваемых кругов и отношение длин затылования которые эти круги обеспечивают. Первое отношение определяет ресурс шлифовального круга (стойкость и количество правок) на операции затылования, а второе – ресурс затылуемой фрезы (количество переточек). Учет

удельных затрат на изготовление и эксплуатацию инструмента через весовые коэффициенты позволяет дать не только техническую, но и экономическую оценку принимаемых решений при оптимизации конструкции и технологии изготовления фрезы. Таким образом, **комплексный показатель операции затылования:**

$$k_3 = \frac{a \cdot k_1}{b \cdot k_2}, \quad (3)$$

где  $k_1 = \frac{D_{расч}}{D_{онт}}$  – отношение диаметров  $D$  сравниваемых шлифовальных кругов;

$k_2 = \frac{l_{онт}}{l_{расч}} = \frac{\theta_{онт}}{\theta_{расч}}$  – отношение длин  $l$  (углов  $\theta$ ) затылования, полученных сравни-

ваемыми кругами;

$a$  – весовой коэффициент удельных затрат на операции затылования;

$b$  – весовой коэффициент удельных затрат на эксплуатацию затылуемого инструмента:

$$a + b = 1.$$

Так при равенстве весовых коэффициентов  $a$  и  $b$  выбирая диаметр шлифовального круга, следует ориентироваться на коэффициент  $k$  значения, которого для стандартных модульных фрез представлены на рис. 9. В случае преобладающего влияния стоимости операции затылования на стоимость фрезы при низких эксплуатационных расходах на затылуемый инструмент диаметр круга необходимо выбирать по формуле (2). В случае значительно большего влияния на цену эксплуатации фрезы цены восстановления и суммарного ресурса инструмента следует выбирать смоделированные круги, обеспечивающие оптимальную длину затылка зуба.

Анализ геометрии шлифовальных кругов подтверждает необходимость учета при выборе диаметра круга не только окружного шага  $\theta$  (числа зубьев  $z$ ) и диаметра затылуемой фрезы  $D_{фр}$ , но и высоты профиля зуба  $H$  с углом стружечной канавки  $\theta_2$ . Так дисковые фрезы модулем  $t = 6$  и  $7$  мм,  $8$  и  $9$  мм,  $10$  и  $11$  мм,  $12$  и  $14$  мм имеют одинаковые диаметры  $D_{фр}$  и число зубьев  $z$ , но разные диаметры кругов для затылования (рис. 8). При проведении дополнительных построений на модели фрезы диаметром  $\varnothing 140$  с числом зубьев  $z = 10$  (аналог фрезы модулем  $t = 10$  мм) установлено, что при увеличении угла стружечной канавки  $\theta_2$  (рис. 10) диаметр смоделированного круга линейно возрастает, при увеличении высоты профиля зуба  $H$  (рис. 11) линейно уменьшается. Остаточная седлообразность при затыловании зуба на  $2/3$  длины не влияет на контакт с деталью рабочего профиля предельно сточенного зуба после восстановления (расстояние  $y$ ) (рис. 12, 13).

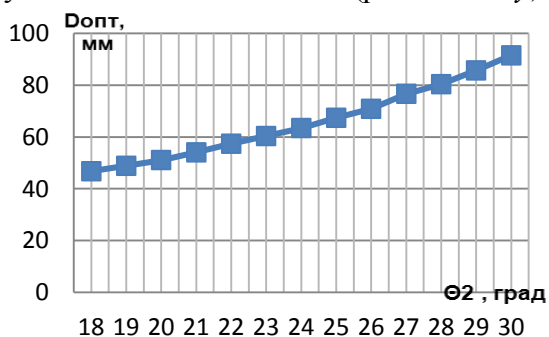


Рис. 10. Зависимость диаметра  $D_{онт}$  смоделированного круга от угла стружечной канавки  $\theta_2$  дисковой фрезы модулем  $t = 10$  мм

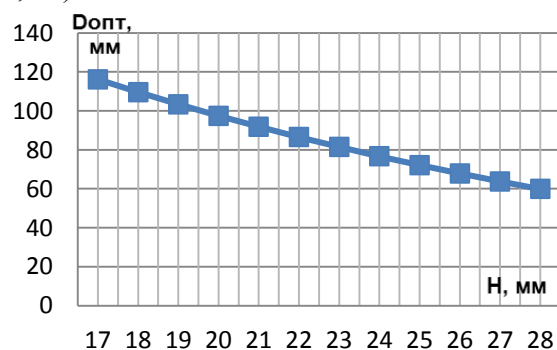


Рис. 11. Зависимость диаметра  $D_{онт}$  смоделированного круга от высоты зуба  $H$  фрезы с  $D_{фр} = 140$  мм и  $z = 10$





Рис. 12. Расчетная схема для определения влияния седлообразности на работу максимально сточенной фрезы:  
 1 – траектория движения точки В при фрезеровании;  
 А – точка профиля максимально сточенного зуба; В – наиболее выступающая точка остаточной седлообразности;  
 у – расстояние между точками А и В в процессе фрезерования

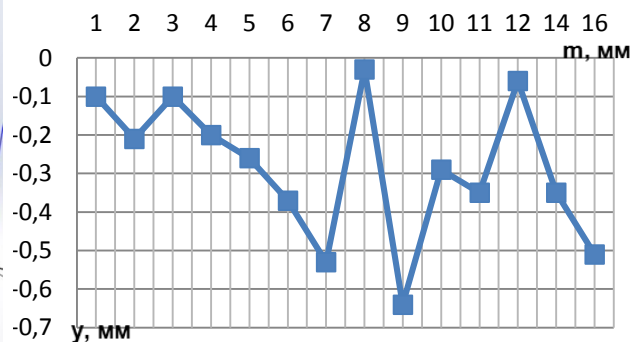


Рис. 13. Расстояние у между вершиной седла и высотой профиля максимально сточенного зуба дисковых фрез модулем  $m = 1 \dots 16$  мм

Расчет допустимого количества переточек фрезы по передней поверхности при ее затыловании кругом оптимального диаметра можно осуществить на основе критерия затупления – износа чистовой фрезы по задней поверхности:  $h_3 = 0,2$  мм.

Исходя из формулы (1) толщина слоя металла, снимаемого за одну переточку:

$$h = 0,2 + (0,1 \dots 0,2) = (0,3 \dots 0,4) \text{ мм.}$$

Максимальное значение припуска на переточку, мм:

$$l_{пер} = \frac{2}{3} L, \tag{4}$$

где  $L$  – длина зуба фрезы, мм.

Таким образом, количество переточек зуба фрезы определяется по формуле:

$$n = \frac{l_{пер}}{h}. \tag{5}$$

Так для фрезы модулем  $m = 2$  мм с длиной зуба  $L = 11,66$  мм, максимальное значение припуска на переточку  $l_{пер} = 7,77$  мм, а количество переточек зуба  $n = 26$  шт.

В результате проведенного анализа моделей затылования получена зависимость количества допустимых переточек  $n$  от модуля фрезы  $m$  (рис. 14). Рост числа переточек с увеличением модуля фрезы предопределен увеличением длины зуба. Уменьшение числа переточек наблюдается только у фрез модулем  $m = 9$  мм, что связано с уменьшением длины зуба вызванным увеличением высоты профиля при сохранении диаметра и числа зубьев. Немонотонность кривой числа переточек вызвана отсутствием линейной связи между высотой зуба (модулем), диаметром, числом зубьев, углом стружечной канавки и как следствие длиной зуба фрезы. Здесь прослеживается скрытый резерв увеличения общего ресурса инструмента, реализовать который можно путем оптимизации конструкции.



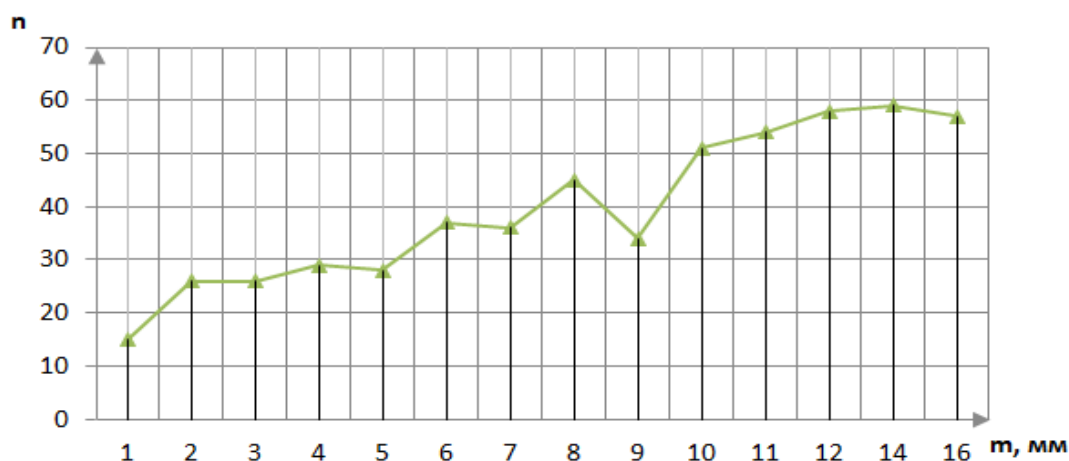


Рис. 14. Зависимость количества допустимых переточек  $n$  от модуля фрезы  $m$

**Выводы.** Применяемая функциональная зависимость (2) при выборе шлифовального круга для затылования дисковых модульных фрез носит приблизительный характер и не позволяют оптимизировать параметры операции затылования и тем более конструкцию фрезы.

Анализ результатов моделирования показывает, что на выбор диаметра круга для затылования влияет кроме диаметра фрезы, количества зубьев и заднего угла заточки, высота профиля, зависящая от модуля фрезы и угол стружечной канавки.

Седлообразность, возникающая при затыловании фрез смоделированными кругами не влияет на величину предельно сточенного зуба при восстановлении работоспособности, что исключает операцию второго затылования зуба резцом.

Выбор оптимального шлифовального круга должен основываться не только на ограничениях связанных с параметрами затыловочного станка и применяемой оснастки, но и с учетом комплексного показателя операции затылования  $k_z$ , рассчитываемого по формуле (3), учитывающего ресурс, как шлифовального круга, так и затачиваемого инструмента. Этот показатель позволит принимать компромиссные решения в случае неопределенности при выборе размеров шлифовальных кругов.

Замена опытных испытаний виртуальными по предложенному методу при решении проблем конструирования и изготовления фасонных фрез позволит снизить их стоимость и общие затраты на подготовку производства.

## ЛИТЕРАТУРА

1. ГОСТ 25751–83 (СТ СЭВ 6506–88) «Инструменты режущие. Термины и определения общих понятий».
2. Фельдштейн, Е. А. Металлорежущие инструменты: справочник конструктора / Е. А. Фельдштейн, М. А. Корниевич. – Минск: Новое знание, 2009. – 1039 с.
3. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов: Учебник. – К.: Віщашк., 1990. – 424 с.
4. Хайруллин А. В., Шапарев А. В. Особенности затылования режущего клина сложнопрофильного инструмента // Научно-методический электронный журнал «Концепт». – 2017. – Т. 39. – С. 1166–1170. – URL: <http://e-koncept.ru/2017/970560.htm>.
5. Палей, М. М. Технология шлифования и заточки режущего инструмента / М. М. Палей, Л. Г. Дибнер, М. Д. Флид. – М.: Машиностроение, 1988. – 288 с.
6. Барсов А. И. Технология инструментального производства / А. И. Барсов. – М.: Машиностроение, 1975. – 272 с.

7. Ажар А. В., Минасян Г. О., Кошевой А. Н. Оптимизация операции заточки затылованных дисковых фасонных фрез методами компьютерного 3D моделирования. Научное издание «НОВЫЕ ГОРИЗОНТЫ – 2020». Сборник материалов VII Белорусско-Китайского молодежного инновационного форума 17–18 ноября 2020 года. ТОМ 1, г. Минск, БНТУ, 2020. – 252 с. (с. 87 – 89).

8. Ажар А. В., Минасян Г. О. Оптимизация заточки затылованных насадных фасонных фрез методами 3D моделирования. Научное издание «II КИТАЙСКО-БЕЛОРУССКИЙ МОЛОДЕЖНЫЙ КОНКУРС НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИХ И ИННОВАЦИОННЫХ ПРОЕКТОВ». Сборник материалов конкурса 20–21 мая 2021 года. г. Минск, БНТУ, 2021. – 240 с. (с. 98).

9. Минасян Г. О. Использование методов компьютерного 3D моделирования для оптимизации операции затылования сложнопрофильной фрезы. НИРС МСФ–2021. Сборник материалов 77-й студенческой научно-технической конференции / сост.: О. К. Яцкевич и др. – Минск: БНТУ, 2021. – 46 с. (с. 4–8).

10. Ажар А. В., Осадчий Е. Н., Ишкуло П. Ю. 3D моделирование оптимального затылования дисковых модульных фрез. Научное издание «НОВЫЕ ГОРИЗОНТЫ – 2021». Сборник материалов VIII Белорусско-Китайского молодежного инновационного форума 11–12 ноября 2021 года. ТОМ 1, г. Минск, БНТУ, 2021. – 188 с. (с. 20–22).

11. Ажар А. В., Осадчий Е. Н., Ишкуло П. Ю. Анализ операции затылования стандартных дисковых модульных фрез методом 3D –моделирования. «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки» «Технология – Оборудование – Инструмент – Качество»: тезисы докл. междуна. науч.-техн. конф. (Минск, 7 апреля 2022 г.) / редкол.: В. К. Шелег (отв. ред.) [и др.]. – Минск: Бизнесофсет, 2022. – 115 с. (с.104–107).

*Поступила 17.10.2022*

**УДК 674.059:621.793**

**Веремейчик А. И., Онысько С. Р., Хвисевич В. М.**

## **ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДРОБИЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА ПОСЛЕ ПОВЕРХНОСТНОЙ ПЛАЗМЕННОЙ ЗАКАЛКИ**

*Брестский государственный технический университет,  
Брест, Беларусь*

*В работе рассмотрен процесс поверхностного плазменного упрочнения режущей части ножей дробильной установки, проведено его моделирование с использованием вычислительного комплекса ANSYS Workbench и подобраны оптимальные режимы обработки. Проведены натурные производственные испытания износостойкости ножей, определен их относительный износ после объемной и поверхностной плазменной закалки при помощи пакетов программ компьютерного моделирования AutoCAD и SolidWorks, а также комплекса с лазерным сканированием поверхности Mistral 070705 фирмы Brown&Sharpe.*

При использовании установок для дробления и переработки древесных отходов деревообрабатывающей промышленности в качестве дробильного инструмента применяются детали (ножи) в виде усеченной пирамиды из конструкционной легированной стали 40X (рис. 1), подвергнутые термообработке в виде объемной закалки. В процессе эксплуатации эти детали подвергаются интенсивному механическому изнашиванию и воздействию динамических нагрузок. Визуальный осмотр деталей выявил ряд типичных для такого рода инструмента дефектов – затупление, растрескивание и выламывание режущей кромки, разрушение части полотна детали, скалывание металла размерами до 2 см в периферийной зоне [1]. Такой вид разрушения характерен при упрочнении деталей объемной закалкой и обусловлен возникновением в металле значительных механических напряжений и охрупчивания стали.



Рис. 1. Нож дробильной машины

Для исключения возникновения дефектов в материале осуществляется упрочнение режущей кромки ножей с помощью поверхностной плазменной заковки (ППЗ) движущейся плазменной дугой [2; 3], заключающейся в нагреве поверхностного слоя до аустенитного состояния и быстром охлаждении с целью получения высокой твердости, износостойкости, прочности в поверхностном слое в сочетании с вязкой сердцевиной. Термическая обработка плазменно-дуговым методом вызывает появление в детали внутренних напряжений, величина и характер распределения которых изменяются в течение всего процесса нагрева или охлаждения материала. Основной причиной термических напряжений являются неодинаковые скорости нагрева (охлаждения) различных объемов изделия, что приводит к образованию различных дефектов в подвергающихся термообработке деталях.

Для разработки оптимальных режимов термообработки проведены исследования температурных полей при упрочнении режущей кромки ножа с помощью конечно-элементной расчетной платформы *ANSYS Workbench 2019 R2*. Все физические и термодинамические свойства материала, зависящие от температуры, задавались в табличном виде (табл. 1) [4] с помощью модуля управления материалами, представленном в *ANSYS Workbench* элементом *Engineering Data*, входящим в структуру блока инженерного анализа.

Таблица 1 – Физико-механические и термодинамические характеристики стали 40X

Свойства	Температура, °С											
	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1200
Модуль упругости E, ГПа	214	211	206	203	185	176	164	143	132	132	131	131
Коэффициент Пуассона $\nu$	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
Плотность $\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	7850	7850	7800	7750	7700	7660	7620	7580	7550	7520	7490	7470
Коэффициент теплопроводности $\lambda$ , Вт/(м×К)	46	46	42,7	42,3	38,5	35,6	31,9	28,8	26	26,7	28	28,8
Коэффициент линейного расширения $\alpha \times 10^6$ , К <sup>-1</sup>	11,9	11,9	12,5	13,2	13,8	14,1	14,4	14,6	15,0	15,0	15,0	15,0
Удельная теплоемкость $c$ , Дж/(кг×К)	466	466	508	529	563	592	622	634	664	664	664	664

Построение геометрической модели детали выполнено с использованием графического модуля *ANSYS SpaceClaim*. Сетка построена при помощи модуля *Mesh*. В зоне воздействия локального источника тепла, моделирующего процесс воздействия плазмы, с

помощью команды *Edge Sizing* задается уплотненная сетка. Схема нагружения режущей части ножа движущимся источником тепла приведена на рис. 2.

Решение задачи термоупругости при воздействии локального движущегося источника тепла на базе *ANSYS Mechanical Enterprise* проводится в два этапа. На первом этапе в модуле *Transient Thermal* исследуется анализ температурного поля на основе решения задачи нестационарной теплопроводности. Для моделирования распространения температуры вглубь детали создан макрос для *ANSYS Mechanical* на языке программирования *APDL*, в котором задаются характеристики температурной нагрузки, скорость движения источника нагрева, координаты его начального положения, время движения и др. В соответствии со скоростью движения плазменной дуги к узлам конечно-элементной модели ножа вдоль режущего лезвия пошагово прикладывалась температурная нагрузка.

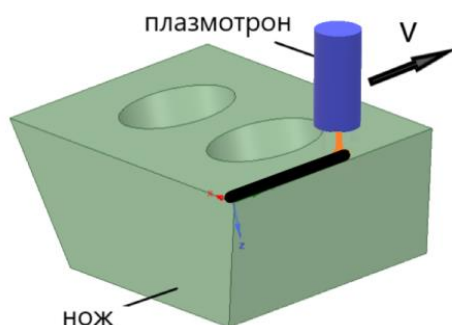


Рис. 2. Схема теплового нагружения кромки ножа

В *APDL*-макросе для учета температурной нагрузки использовалась зависимость:

$$q = q_H \exp \left[ \left[ \left( \frac{x^2 + (y - vt)^2}{r_H^2} \right) \right] \right], \quad (1)$$

где  $q_H = \frac{Q}{\pi r_H^2}$ ;

$Q$  – тепловой поток, *Вт*;

$r_H = \frac{d}{2}$  – радиус пятна нагрева, *м*;

$x, y$  – координаты центра пятна нагрева, *м*;

$v$  – скорость движения источника тепла, *м/с*.

Начальная температура принималась равной 20 °С. На поверхностях модели ножа задавалась конвекция с различными коэффициентами теплоотдачи  $\alpha = (5 \dots 30) \text{ Вт} / (\text{м}^2 \times \text{°С})$ . При задании коэффициента  $\alpha$  учитывалась его зависимость от температуры окружающей среды, температуры и формы поверхности, направления теплового потока и т. д. Расстояние от центра пятна нагрева до вершины лезвия инструмента в процессе перемещения плазмотрона при термообработке не менялось. Численный эксперимент проводился при следующих параметрах:  $s = (2 \dots 5) \text{ мм}$ , диаметр пятна нагрева  $d = (2 \dots 4) \text{ мм}$ ,  $v = (2 \dots 20) \text{ мм/с}$ .

В результате теоретических исследований динамической модели в широком диапазоне параметров было получено решение задачи теплопроводности. Некоторые результаты приведены на рис. 3. Установлено, что зона термического воздействия плазменного источника в поперечном сечении детали имеет форму сегмента [5].

На втором этапе в модуле *Static Structural* на основе *ANSYS Mechanical Enterprise* решается задача термоупругости по исследованию напряженно-деформированного состояния ножа при воздействии движущегося концентрированного источника тепла. Граничные условия соответствовали реальным условиям закрепления ножа при его термообработке. При определении напряжений и деформаций нож закреплялся по верхней плоскости для ограничения перемещения в направлении, перпендикулярном направлению движения струи, и по отверстиям. При высокой концентрации энергии ( $q_H > 7,5 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$ ) в тонком поверхностном слое ножа зона обработки может разогреться до температур, превышающих температуру плавления, а после прекращения нагрева будет затвердевать с высокой скоростью охлаждения из-за быстрого отвода теплоты внутрь объема детали. Некоторые результаты статического анализа модели ножа при термообработке без оплавления и с оплавлением поверхности приведены на рис. 4, 5.

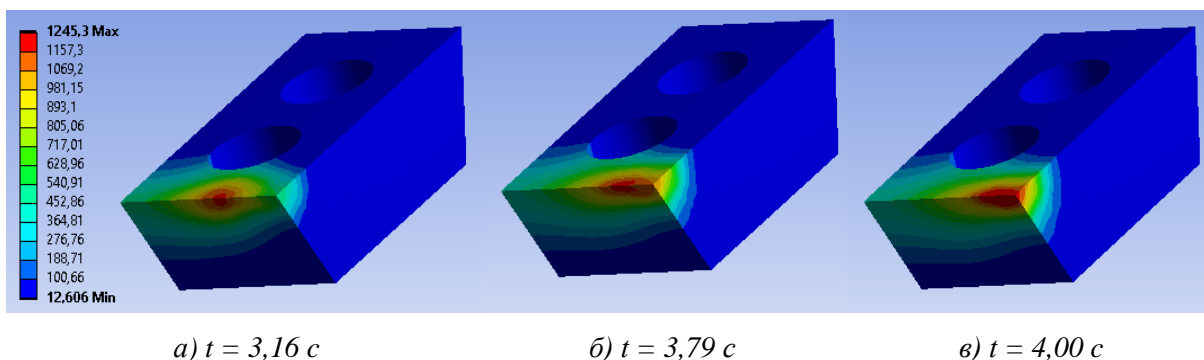


Рис. 3. Распределение полей температур на поверхности модели ножа при скорости движения источника нагрева без оплавления поверхности  
 $V = 10 \text{ мм/с}$ ,  $s = 2,5 \text{ мм}$ ,  $d = 2,5 \text{ мм}$ ,  $q_H = 7 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$

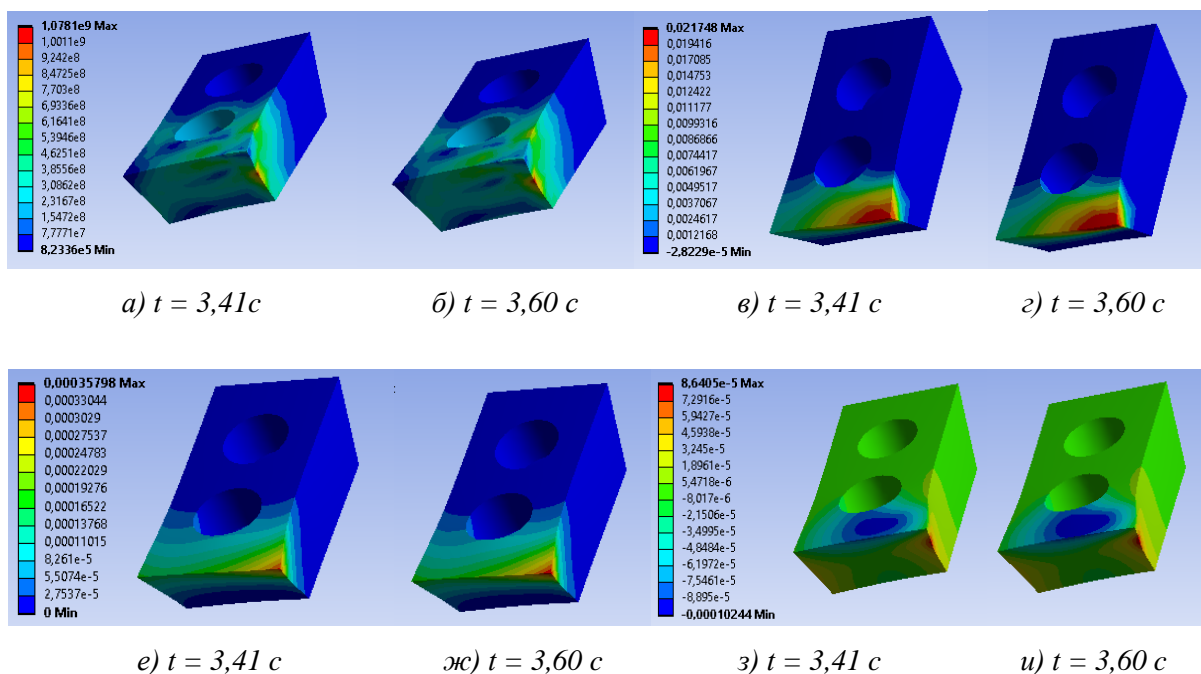


Рис. 4. Распределение эквивалентных напряжений по Мизесу (а, б) (МПа), температурных деформаций по оси z (в, г), суммарных перемещений (е, ж) (м) и перемещений вдоль оси z (з, и) (м) в модели ножа при температурном нагружении без оплавления,  
 $v = 11,2 \text{ мм/с}$ ,  $d = 3 \text{ мм}$ ,  $s = 2,5 \text{ мм}$ ,  $q_H = 7 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$

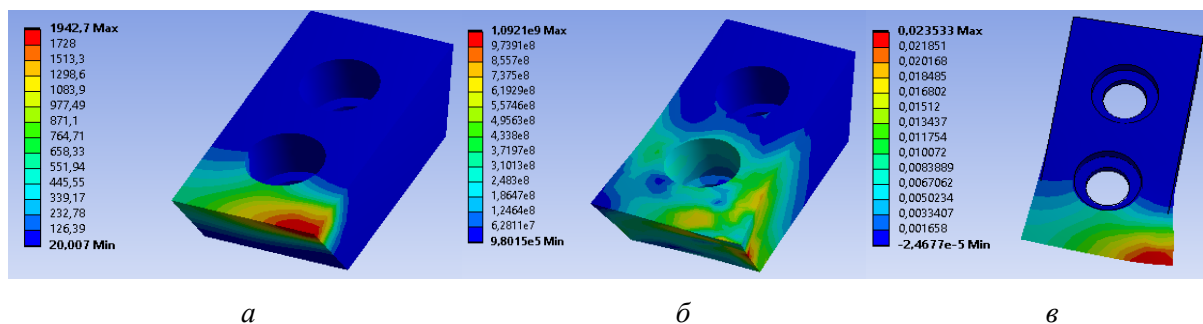


Рис. 5. Температурное поле (а) (°C), эквивалентные напряжения по Мизесу (б) (МПа), температурные деформации (в) на поверхности ножа при термообработке с оплавлением в момент времени  $t = 4$  с,  $v = 10$  мм/с,  $s = 2,5$  мм,  $d = 5$  мм,  $q_H = 8,4 \times 10^9$  Вт/м<sup>2</sup>

Результаты моделирования показали, что при превышении температуры плавления на поверхности ножа происходит значительный рост термонапряжений и деформаций, поэтому необходимы экспериментальные исследования влияния параметров нагружения на характеристики поверхностного слоя.

Для упрочнения рабочих поверхностей деталей была выполнена групповая ППЗ заготовок ножей при помощи плазменной установки. В процессе обработки заготовки устанавливались таким образом, чтобы их режущие кромки располагались на одной линии. Для достижения высокой производительности групповая ППЗ осуществлялась по 40–50 деталей в течение 12–17 минут. Процесс ППЗ проводился в двух вариантах:

- упрочнение без перекрытия зоны влияния плазменной струи (наличие зазора порядка 1,5 мм между упрочненными зонами);
- с перекрытием зоны влияния плазменной струи на 30 %.

В первом варианте было сформировано 4–5 дорожек, во втором 6–7 дорожек. Проведенные эксперименты показали, что срок эксплуатации ножей, упрочненных по второму варианту, на 10 % выше. Это связано с тем, что перекрытие дорожек зоны теплового воздействия плазменной струи существенно повышает трещиностойкость и ударную вязкость деталей, однако при этом несколько снижается износостойкость.

Для ППЗ ножей был принят вариант с 30 % перекрытием зоны влияния плазменной струи. ППЗ ножей производилась при постоянном расстоянии среза сопла плазматрона до поверхности детали  $h = (1,5–2)$  мм, скорости перемещения плазматрона  $v = 11,2$  мм/с, токе дуги  $I = 26$  А, расходах рабочего газа аргона  $Q_1 = 1,9$  л/мин и защитного газа аргона  $Q_2 = 3,6$  л/мин. При этом достигается существенно большая микротвердость поверхностного слоя 710 HV<sub>0.1</sub> по сравнению с объемной закалкой 450 HV<sub>0.1</sub>. Варьируя технологическими параметрами процесса поверхностного плазменно-дугового упрочнения, можно получить различную шероховатость поверхности с требуемыми характеристиками поверхностного слоя. После плазменной закалки осуществлялась механическая заточка заготовок для образования и формирования на ножах режущей кромки.

Проведены натурные производственные испытания ножей дробильной машины на износостойкость. Для определения степени износа были выбраны две партии по пять деталей, которые соответствовали следующему времени эксплуатации: № 1 – базовая деталь (эталонная); № 2, 3, 4, 5 – после одного, двух, трех и четырех месяцев эксплуатации соответственно.

Сравнительные измерения профиля детали выполнялись на измерительном комплексе с лазерным сканированием *Mistral 070705* фирмы *BROWN&SHARPE* с программным обеспечением *PC-DMIS PRO Software*, позволяющего производить контроль в 3D с предоставлением протоколов контроля (точность измерения 0,003 мм). По результатам измерений определялась форма детали в формате «igs» и обрабатывалась программой *Solid-Works*, с помощью которой строилась компьютерная модель детали (рис. 6).



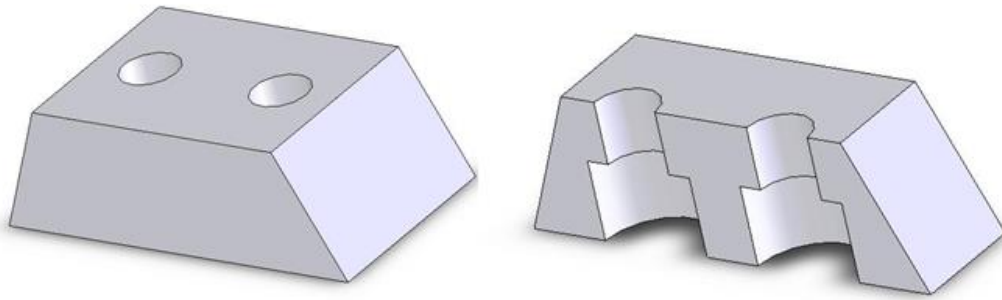


Рис. 6. Компьютерная модель детали

Далее деталь разделялась плоскостями  $A-D$  на части, с выделением плоскости  $T$  исследуемого фрагмента (рис. 7) и на сгенерированных кривых построена поверхность с помощью техники «вытягивания» профилей (рис. 8).

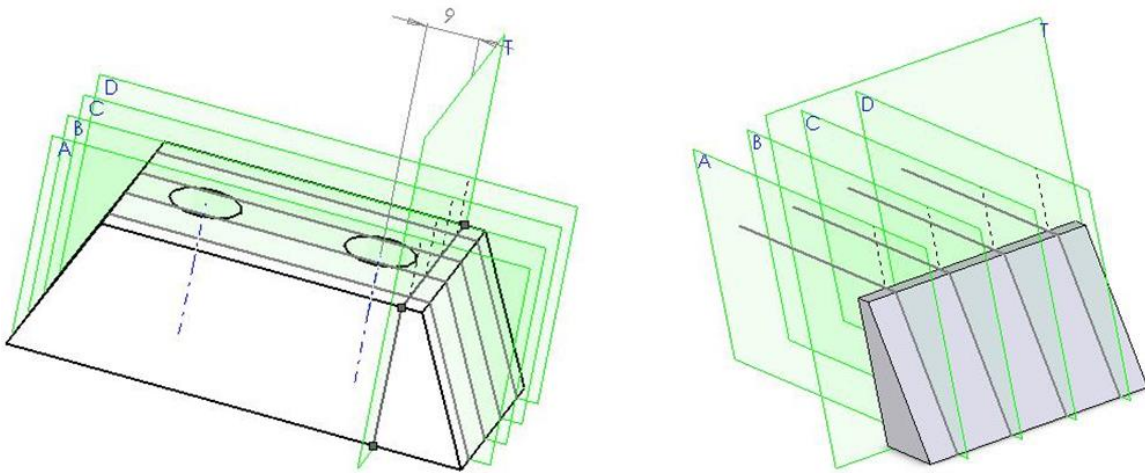


Рис. 7. Положение плоскостей для анализа исследуемого фрагмента

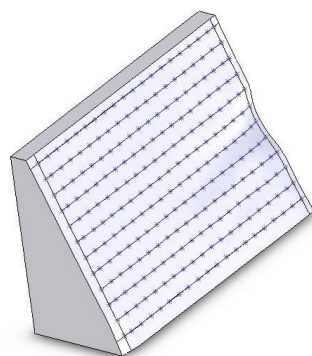


Рис. 8. Поверхность анализируемого фрагмента детали

Основываясь на полученных поверхностях, были построены элементы анализируемых частей детали (рис. 9).

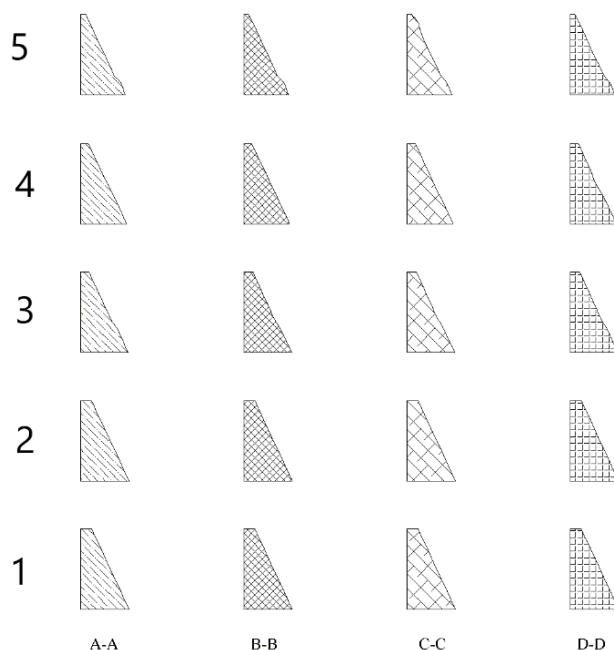


Рис. 9. Плоские элементы деталей 1–5

С помощью программы *AutoCAD* построены плоские элементы соответствующих фрагментов деталей и вычислены поля поверхностей рассматриваемых элементов. Для вычисления параметра износа детали использовалась формула:

$$\Phi_{nm} = \frac{S_{1m} - S_{nm}}{S_{1m}} \cdot 100\% , \quad (2)$$

где  $\Phi_{nm}$  – относительный процент износа детали;

$S_{nm}$  – поле поверхности анализируемого сечения для соответствующей детали  $n$  в соответствии с плоскостью  $m$ ;

$n$  – номер детали ( $n = 1-5$ );

$m$  – наименование соответствующей плоскости ( $m = A - D$ ).

Вычисленные по формуле (2) значения сведены в табл. 2.

Таблица 2 – Относительный износ ножа дробильной машины после объемной и поверхностной плазменной закалки

№ детали	Объемная закалка				Объемная и поверхностная плазменная закалка			
	A	B	C	D	A	B	C	D
1	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0,523	0,373	0,292	0,208	0,515	0,484	0,348	0,222
3	7,329	6,060	5,661	5,153	3,243	2,665	2,142	2,338
4	9,530	9,147	9,313	10,186	4,811	4,711	4,032	4,488
5	17,911	18,154	17,131	18,884	9,710	9,888	9,233	9,953

На основании полученных данных построены графики относительного износа ножей, упроченных объемной и комбинированной закалкой (рис. 10).



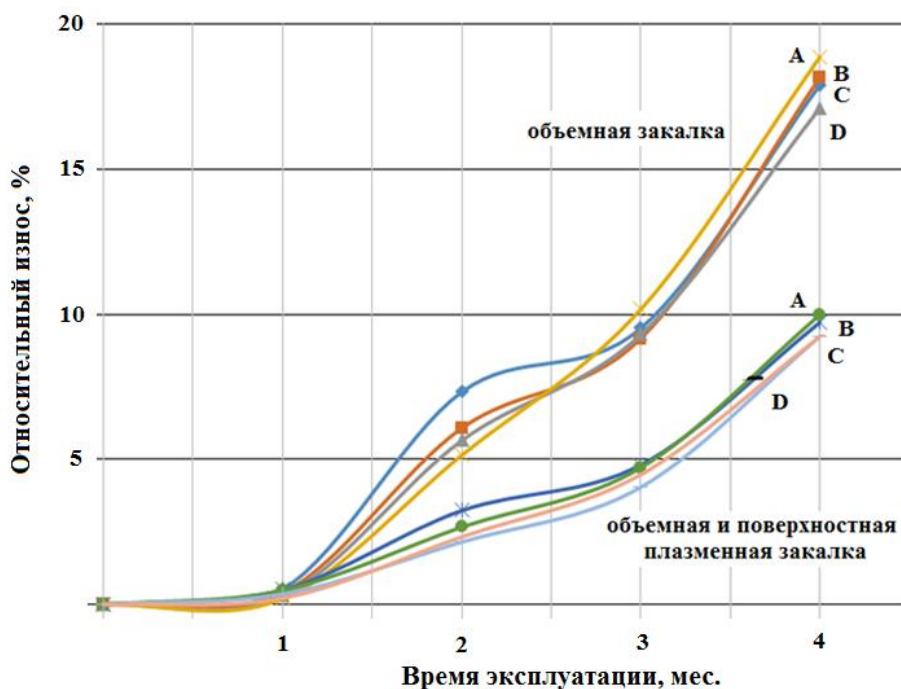


Рис. 10. Графики износа ножей из стали 40X

Экспериментально подтвержден значительный эффект применения ППЗ для дробильного инструмента из стали 40X. Износостойкость ножей дробильной машины при использовании локальной ППЗ увеличена в 2,2 раза по сравнению с объемной закалкой.

Установлено, что при силовом нагружении режущей кромки модели ножа картина распределения эквивалентных напряжений и деформаций отличается от распределения напряжений и деформаций в нетермообработанном инструменте.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Локальная поверхностная плазменная закалка измельчителя древесных отходов / М. И. Сазонов, В. М. Хвисевич, А. И. Веремейчик, В. В. Батрак, А. Е. Желткович // *Машиностроение и техносфера XXI века : сборник трудов XXVI междунар. научно-техн. конф., Севастополь, 23–29 сентября 2019 г. – Донецк : ДонНТУ, 2019. – С. 386–389.*
2. Плазменные и лазерные методы упрочнения деталей машин / Н. В. Спиридонов [и др.]; под общ. ред. В. И. Чачина. – Мн. : Вышэйшая школа, 1988. – 155 с.
3. Тюрин, Ю. Н. Плазменные упрочняющие технологии / Ю. Н. Тюрин. – К. : Наукова думка, 2008. – 215 с.
4. Таблицы физических величин. Справочник. / Под ред. И. К. Кикоина. – М. : Атомиздат, 1976. – 1008 с.
5. Плазменно-дуговое упрочнение деталей и инструмента / М. И. Сазонов, А. М. ЕSSIPчук, Е. В. Овчинников, В. М. Хвисевич, С. Р. Онысько, А. И. Веремейчик, М. В. Хеук, К. Т. Аббасов // *Новые технологии и материалы, автоматизация производства : сб. ст. межд. науч.-техн. конф., Брест, 29–30 сентября 2021 г. / УО «Брест. гос. техн. ун-т» ; редкол.: С. Р. Онысько [и др.]. – Брест : БрГТУ, 2021. – С. 138–145.*

*Поступила 03.01.2022*

Данилов В. А.<sup>1</sup>, Чепурной А. А.<sup>2</sup>**ФОРМООБРАЗУЮЩАЯ ОБРАБОТКА КРУГОВЫХ ВИНТОВЫХ  
ПОВЕРХНОСТЕЙ РОТОРОВ ОДНОВИНТОВЫХ НАСОСОВ**

1. Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь

2. Полоцкий государственный университет,  
Новополоцк, Беларусь

*Исходя из геометрии круговой винтовой поверхности и ее представления как кинематической, формируемой при относительном перемещении окружности и винтовой линии, обоснованы метод формообразования и схема обработки такой поверхности применительно к изготовлению роторов одновинтовых насосов. Рассмотрена кинематическая структура станка для их обработки, показано ее соответствие кинематической структуре токарно-затыловочного станка. На этой основе разработана и реализована импортозамещающая технологии обработки роторов одновинтовых насосов резанием и последующим поверхностным пластическим деформированием.*

**Введение.** Круговые винтовые поверхности (КВП) являются рабочими поверхностями роторов одновинтовых насосов (рис. 1) различного технологического оборудования от нефтегазовой отрасли до пищевой промышленности [1]. Следует отметить, что отечественная промышленность не производит станки для обработки КВП, поэтому детали эксплуатируемого в стране импортного оборудования с такими поверхностями обычно приобретаются за рубежом.



Рис. 1. Ротор винтового насоса с круговой винтовой поверхностью

В этой связи актуально освоение производства винтовых роторов, что связано с разработкой и реализацией технологии формообразования КВП. Под технологией формообразования в соответствии с современными представлениями понимается совокупность метода формообразования поверхности, схемы ее обработки и средств реализации (станок, инструмент, приспособление).

Для обеспечения потребности промышленности в роторах винтовых насосов при отсутствии специальных станков экономически целесообразно создание технологий формообразования КВП на универсальных станках за счет расширения их технологических возможностей. Эта актуальная научно-техническая задача решена на основе анализа геометрии КВП, обоснования метода ее формообразования, разработки схемы обработки и средств ее реализации, отработки технологии обработки роторов на универсальном оборудовании. При этом учтено современное направление в технологии машиностроения, предусматривающее комплексную обработку рабочих поверхностей деталей резанием и последующим поверхностным пластическим деформированием.

**Анализ геометрии и формирование КВП при механической обработке.** Поперечное сечение КВП  $S$  (рис. 2) с шагом  $T$ , вписанной в круглый цилиндр диаметром  $D$ ,

представляет окружность диаметром  $d$ , центр которой смещен от оси КВП на расстояние  $e$  – эксцентриситет профиля [2]. При таком представлении КВП можно рассматривать как кинематическую [3], образуемую при перемещении производящей окружности  $S$  (образующей) по винтовой линии  $L$  (направляющей) с шагом  $T$ . Конструкция станка для обработки КВП должна обеспечивать получение производящих линий поверхности (окружности и винтовой линии) и возможность настройки указанных параметров.

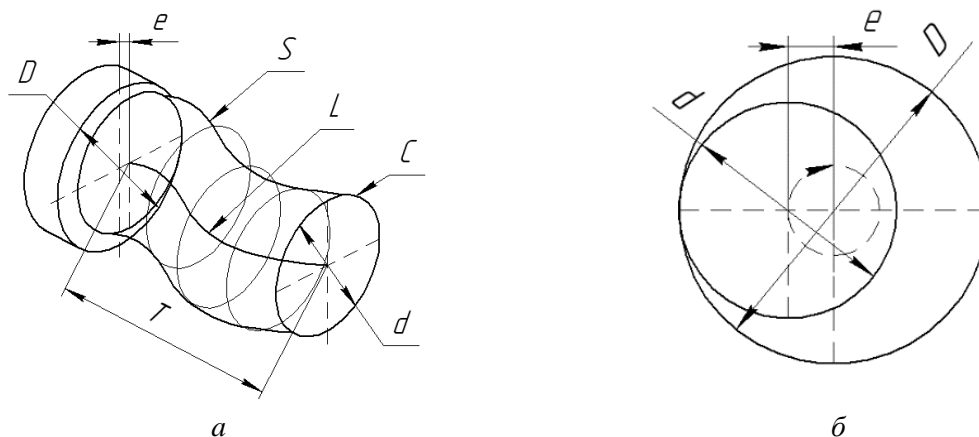


Рис. 2. Геометрия круговой винтовой поверхности ротора насоса:  
 $a$  – общий вид;  $b$  – поперечное сечение

Основой схемы обработки служит метод формообразования поверхности, как возможное сочетание методов образования ее производящих линий (образующей и направляющей): следа, касания, копирования, обката [4], которые различаются формой производящего элемента инструмента (точка или линия) и кинематикой формообразования. Из-за переменной во всех направлениях формы КВП, необходимости обеспечения высокой производительности и простоты реализации предпочтителен метод ее формообразования, основанный на воспроизведении обеих производящих линий методом следа, т. е. точкой, что возможно точением при перемещении этой точки (вершины резца) по определенной траектории.

Таким образом, в рассматриваемой задаче КВП формируется методом двойного следа, поэтому материальным носителем формы обеих производящих линий является механика станка, осуществляющая кинематическое формирование КВП в поперечном и продольном направлениях, что предопределяет его кинематическую структуру. В соответствии с временной классификацией методов формообразования в машиностроении [3] метод двойного следа относится к классу непрерывных методов формирования производящих линий (Н-Н), поэтому его производительность выше, чем прерывистого метода (П-П), на котором основана известная технология обработки винтовых поверхностей роторов фрезерованием на станке с ЧПУ [5].

**Обоснование схемы обработки КВП.** Поскольку центр производящей окружности  $S$  смещен от оси КВП на величину эксцентриситета  $e$  (рис. 2,  $b$ ), то при обработке точением относительное перемещение вершины резца создается сочетанием, как минимум, двух элементарных движений, одно из которых, например, вращательное  $B$ , а другое осциллирующее  $O$  (возвратно-поступательное) или качательное  $K$ , которые создают движение формирования окружности со скоростью резания, соответственно,  $\Phi V(B1O2)$  или  $\Phi V(B1K2)$ .

Необходимое для формирования КВП перемещение  $U_3$  образуемой окружности по винтовой линии заданного шага может осуществляться за счет дополнительного вращения  $B_1''$  заготовки (рис. 3,  $a$ ) вокруг своей геометрической оси, согласованного с поступа-

тельным движением  $\Pi_3$  резца вдоль заготовки. Таким образом, в этом случае КВП формируется двумя сложными исполнительными движениями – движением профилирования со скоростью резания  $\Phi_V(B_1 O_2)$  и винтовым движением подачи  $\Phi_S(\Pi_3 B_1'')$ . Недостаток такой схемы обработки – сложность сообщения заготовке дополнительного вращения  $B_1''$ .

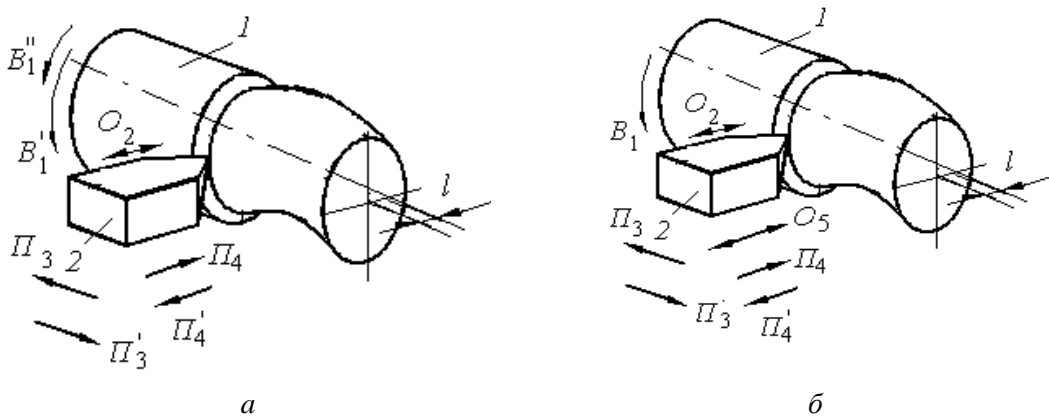


Рис. 3. Схемы точения круговой винтовой поверхности при сообщении дополнительного движения заготовке (а) или резцу (б)

Так как вращение заготовки и возвратно-поступательное движение резца взаимосвязаны, то вместо дополнительного вращения заготовки  $B_1''$  резцу может сообщаться дополнительное возвратно-поступательное движение  $O_5$  (рис. 3, б). В этом случае поверхность формируется движениями  $\Phi_V(B_1 O_2)$  и  $\Phi_S(\Pi_3 O_5)$ . Параметры возвратно-поступательного движения резца таковы, что центр формируемой окружности в любой момент времени отстоит от геометрической оси КВП на величину эксцентриситета профиля  $e$ . Эта схема обработки, как более простая, принята для реализации разработанной технологии формообразования КВП. Кроме указанных формообразующих движений для обработки КВП необходимы установочные и вспомогательные движения. Установочное движение  $Уст(\Pi_4)$  (см. рис. 3, б) служит для настройки глубины резания. Обратное ему вспомогательное движение  $Всп_1(\Pi_5')$ , а также вспомогательное движение  $Всп_2(\Pi_3')$  необходимы для возвращения резца в исходное положение.

**Обоснование кинематической структуры станка для обработки круговых винтовых поверхностей.** Кинематическая структура станка должна обеспечивать возможность создания всех движений и настройки их параметров. При этом учитывается, что движение  $\Phi_V(B_1 O_2)$  сложное с замкнутой траекторией, поэтому должно настраиваться по трем параметрам – траектории, скорости и направлению, а движение  $\Phi_S(\Pi_3 O_5)$  сложное с незамкнутой траекторией настраивается по пяти параметрам – траектории, скорости, направлению, исходной точке и длине пути. Длина пути и исходное положение этого и других движений на универсальном станке с ручным управлением обеспечиваются станочником.

Кинематическая структура станка в общем случае устанавливает необходимые функциональные связи между его исполнительными органами в соответствии с реализуемой схемой обработки и обеспечивает возможность настройки параметров всех исполнительных движений [4]. Поэтому кинематической структура станка для обработки КВП должна создавать движения, необходимые для формирования производящих линий поверхности (окружности и винтовой линии) и возможность настройки их геометрических параметров (диаметра, шага и направления винтовой поверхности).

Исходя из кинематики формообразования, исполнительными органами станка для обработки круговых винтовых поверхностей являются шпиндель с заготовкой, продольный и поперечный суппорты, поэтому его кинематическая структура содержит две сложные кинематические группы: группу движения профилирования и группу винтового движения. Такую кинематическую структуру имеет станок [6] для обработки круговых и других типов винтовых поверхностей, структурная схема которого представлена на рис. 4.

Станок содержит шпиндель 1, несущий заготовку 2, станину 3, на которой с возможностью перемещения вдоль нее установлен продольный суппорт 4, несущий поперечный суппорт 5 и установленную на нем с возможностью перемещения поперек станины каретку 6 с закрепленным на ней резцом 7. После обработки резцом может использоваться также инструмент для поверхностно-пластического деформирования обработанной поверхности.

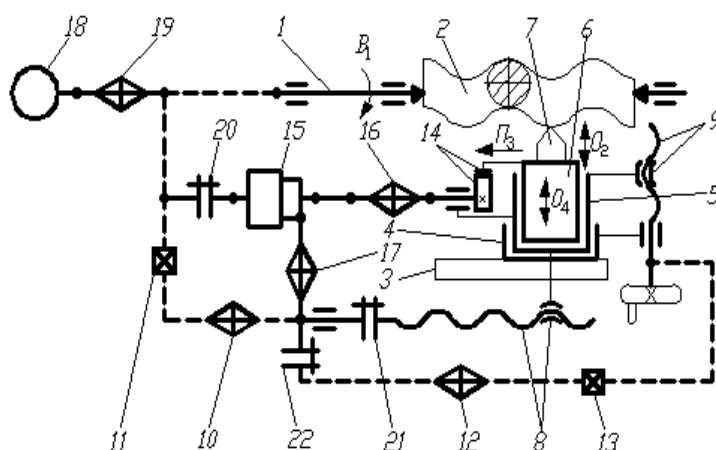


Рис. 4. Структурная схема станка для обработки круговых винтовых поверхностей

Продольный 4 и поперечный 5 суппорты снабжены тяговыми устройствами, соответственно 8 и 9. Устройство 8 связано со шпинделем 1 кинематической цепью, содержащей орган настройки 10 скорости подачи продольного суппорта и реверсивный механизм 11 для настройки ее направления. Тяговые устройства 8 и 9 связаны между собой кинематической цепью, содержащей орган настройки 12 соотношения скоростей перемещения продольного и поперечного суппортов и реверсивный механизм 13 для настройки соотношения направлений этих движений при обработке конических винтовых поверхностей.

На поперечном суппорте 5 смонтирован механизм 14 возвратно-поступательного движения каретки 6, который связан со шпинделем 1 кинематической цепью, содержащей суммирующий механизм 15 и орган настройки 16, служащий для задания соотношения между одним оборотом шпинделя и числом двойных ходов каретки 6 при обработке многозаходных винтовых поверхностей. Через суммирующий механизм 15 механизм 14 связан также с тяговым устройством 8, что позволяет сообщать каретке с инструментом 7 дополнительное движение, необходимое для получения на заготовке винтовой поверхности. Шаг этой поверхности настраивается органом 17.

Для вращения шпинделя 1 и связанных с ним перемещений суппортов и каретки служит двигатель 18, который соединен со шпинделем 1 через орган 19 настройки частоты вращения шпинделя. Муфты 20-22 предназначены для отключения соответственно механизма 14 или тяговых устройств 8 и 9, когда создаваемые ими движения не требуются для обработки заданной поверхности.

Рассмотрим частную кинематическую структуру станка, соответствующую обработке круговых винтовых поверхностей. Данная структура содержит две сложные кинематические группы: группу движения профилирования  $\Phi_v(B_1O_2)$  (образования производящей окружности) и группу движения  $\Phi_s(P_3O_4)$ , обеспечивающего образование винтовой направляющей.

Внутренняя связь группы движения профилирования выполнена в виде кинематической цепи, связывающей шпиндель  $1$  с кулачком механизма  $14$  через суммирующий механизм  $15$  и орган настройки  $16$ . Внешняя связь этой группы соединяет двигатель  $18$  с внутренней связью через орган настройки  $19$  скорости исполнительного движения.

Внутренняя связь второй кинематической группы соединяет тяговое устройство  $8$  с кулачком механизма  $14$  через орган настройки  $17$ , суммирующий механизм  $15$  и орган настройки  $16$ . Внешняя связь этой группы соединяет двигатель  $18$  с ее внутренней связью через органы настройки  $19$ ,  $11$  и  $10$ .

Станок настраивается в соответствии с режимом резания и параметрами обрабатываемой круговой винтовой поверхности (диаметр ее поперечного сечения, эксцентриситет профиля, шаг и направление винтовой поверхности).

При настройке станка диаметр поперечного сечения (производящей окружности) устанавливается перемещением поперечного суппорта  $5$  поперек станины, эксцентриситет профиля обеспечивается установкой в механизме  $14$  возвратно-поступательного движения каретки  $6$  сменного кулачка соответствующей формы; шаг получаемой винтовой поверхности настраивается органом  $17$ , а ее направление (левое или правое) – реверсивным механизмом  $11$ .

Элементы режима резания – скорость резания (частота вращения шпинделя с заготовкой) и подача продольного суппорта настраиваются соответственно органами  $19$  и  $10$ .

При обработке КВП станок работает следующим образом. Шпиндель  $1$  с заготовкой  $2$  получают от двигателя  $18$  вращение  $B_1$  с частотой, настроенной органом  $19$ , а каретка  $6$  с инструментом  $7$  – возвратно-поступательное (осциллирующее) движение  $O_2$ , согласованное с вращением шпинделя. В результате осуществления этих движений на заготовке  $2$  инструментом  $7$  формируется профиль поперечного сечения круговой винтовой поверхности – окружность определенного радиуса.

Одновременно с указанными движениями получает прямолинейное перемещение  $P_3$  продольный суппорт  $4$ , благодаря чему осуществляется обработка поверхности по длине. Вследствие того, что тяговое устройство  $8$  через суммирующий механизм  $15$  связано с механизмом  $14$  возвратно-поступательного движения, каретка  $6$  с инструментом  $7$  получают дополнительное возвратно-поступательное движение  $O_4$ , вследствие чего инструментом формируется винтовая поверхность с круговым профилем, требуемый шаг которой обеспечивается органом настройки  $17$ , а ее направление – реверсивным механизмом  $11$ .

Аналогичную кинематическую структуру имеют универсальные токарно-затыловочные станки при затыловании червячных фрез и метчиков. Поэтому рассматриваемая схема обработки КВП (см. рис. 3, б) может быть реализована на этих станках при соответствующем исполнении механизма возвратно-поступательного движения поперечного суппорта, что исключает необходимость в создании или приобретении соответствующего станка для обработки винтовых роторов. Поскольку указанное движение суппорта осуществляется кулачковым механизмом, то изменение его конструкции связано с заменой кулачка затылования на кулачок формирования окружности, эксцентрично расположенной относительно оси вращения заготовки.

**Реализация схемы обработки круговой винтовой поверхности.** Схема обработки по рис. 3, б реализована на токарно-затыловочном станке модели 1Б811 (рис. 5), конструкция которого обеспечивает возможность настройки всех параметров круговой вин-

товой поверхности, что позволяет обрабатывать на нем широкую номенклатуру винтовых роторов с размерами: диаметр – до 200 мм; длина – до 1000 мм; эксцентриситет профиля – до 15 мм.



Рис. 5. Фото модернизированного токарно-затыловочного станка модели 1B811 с партией обработанных на нем винтовых роторов

Для обработки круговой винтовой поверхности в станке настраивают следующие кинематические цепи:

- цепь вращения шпинделя с заготовкой – устанавливают переключением коробки скоростей частоту его вращения в соответствии с заданной скоростью резания;
- цепь деления, связывающую шпиндель с поперечным суппортом, с помощью гитары деления, так чтобы передаточное отношение этой цепи было равно единице;
- цепь подач (перемещения продольного суппорта) – устанавливают с помощью коробки подач заданную величину подачи;
- цепь дифференциала (винторезную цепь) – настраивают гитару дифференциала (резьб) на шаг круговой винтовой поверхности.

Из-за того, что центр формируемой окружности (поперечного сечения винтовой поверхности) смещен относительно оси вращения заготовки на расстояние, равное эксцентриситету профиля, в процессе обработки непрерывно изменяются передний и задний рабочие углы режущего лезвия. Изменение этих углов необходимо учитывать при проектировании резцов.

Разработанная технология обработки роторов винтовых насосов на токарно-затыловочном станке предусматривает выполнение после формирования КВП резанием ее окончательной обработки поверхностным пластическим деформированием – выглаживанием инструментом, который устанавливается вместо резца. Это позволяет уменьшить шероховатость обработанной поверхности и повысить твердость поверхностного слоя, что важно для обеспечения износостойкости и долговечности ротора.

### **Выводы.**

1. Представление КВП как кинематической, формируемой относительным перемещением производящей окружности и винтовой линии, позволило обосновать простые в реализации метод формообразования и схему обработки такой поверхности.



2. Предложенный метод формообразования КВП обеспечивает возможность обработки роторов одновинтовых насосов резанием и поверхностным пластическим деформированием на универсальном токарно-затыловочном станке, что исключает необходимость создания специального станка.

3. Реализация результатов исследования позволила освоить производство роторов винтовых насосов и отказаться от их закупки за рубежом.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Балденко, Д. Ф. Одновинтовые гидравлические машины / Д. Ф. Балденко, Ф. Д. Балденко, А. Н. Гноевых. Т. 1. – М.: ООО ИРЦ Газпром», 2005. – 341 с.

2. Люкшин, В. С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов / В. С. Люкшин. – М.: Машиностроение, 1968. – 372 с.

3. Коновалов, Е. Г. Основы новых способов металлообработки / Е. Г. Коновалов. – Минск: Изд-во АН БССР, 1961. – 257 с.

4. Федотенок, А. А. Кинематическая структура металлорежущих станков / А. А. Федотенок. – М.: Машиностроение, 1970. – 403 с.

5. Гончаров А. А. Технологическое обеспечение качества формообразования циклоидальных винтовых поверхностей при обработке непрофилированным инструментом на многоцелевых станках: автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / А. А. Гончаров; МВТУ им. Н. Э. Баумана. – М., 2020. – 16 с.

6. Станок для обработки винтовых поверхностей: Патент РБ на полезную модель № 4118 / В. А. Данилов, А. А. Чепурной; заявитель Учреждение образования Полоцкий государственный университет. – Заявка № u 20070465 от 25.06.2007.

*Поступила 14.05.2022*

УДК 621.793

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

### **О МИКРОСТРУКТУРЕ, МИКРОТВЕРДОСТИ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СЕРОГО ЧУГУНА ПОСЛЕ ЛАЗЕРНОГО УПРОЧНЕНИЯ**

*Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*В статье описана эффективность лазерной закалки серого чугуна СЧ20. Основные свойства поверхностного слоя серого чугуна при лазерном упрочнении, включая микроструктуру, микротвердость, трибологические свойства и износостойкость, были сопоставлены со свойствами чугуна в исходном состоянии. Установлено, что лазерное упрочнение при правильном выборе скорости и диаметра лазерного луча обеспечивает пяти-десятикратное повышение износостойкости серого чугуна по сравнению с исходным состоянием. Соответствующий выбор значений скорости и диаметра лазерного излучения обеспечивает стабильные и низкие коэффициенты трения и очень значительное повышение износостойкости по сравнению со значениями, достигнутыми для чугуна в исходном состоянии.*

**Введение.** Чугун – один из наиболее распространенных конструкционных материалов, используемый в первую очередь в серийном и массовом производстве. В зависимости от назначения могут использоваться белые, серые, ковкие или высокопрочные чу-



гуны. Серые чугуны характеризуются хорошими литейными свойствами и широко используются в машиностроении. Их высокая хрупкость делает невозможным их использование для деталей, работающих при растяжении или изгибе. Поэтому серый чугун используется только для деталей, работающих под давлением. В промышленности используются технологии, повышающие свойства готовых к использованию пресс-форм из традиционных марок чугуна. Такие технологии включают механическое и термическое упрочнение поверхностного слоя, а также поверхностное легирование заготовок.

Процесс поверхностного плавления чугуна с шаровидной формой графита был исследован в [1]. Было подтверждено наличие восстановленного аустенита и мартенсита в большинстве обработанных слоев. Износ аустенитного серого чугуна и ковкого чугуна, в которые были добавлены добавки Fe-Si-Mg и Ca-Si, был изучен в [2]. Показано, что дополнительная термообработка увеличивает коэффициент сухого трения, что очень важно для пар трения. Влияние поверхностного плавления и затвердевания на структуру и твердость чугуна с шаровидной формой графита было исследовано в [3]. Для поверхностного плавления использовались лазерный луч и метод TIG. Исследование показало, что поверхностное плавление привело к полному растворению графитовых конкреций и повторному затвердеванию дендритной структуры, а лазерное воздействие позволило сформировать более благоприятную микроструктуру. Микротвердость чугуна после дополнительной плавки значительно возросла. Экспериментальные исследования твердофазных превращений при лазерном упрочнении поверхности чугуна были проведены в [4] с целью изучения влияния условий обработки на геометрию, размер и твердость зоны термического воздействия. Удалось при оптимальных условиях обработки обеспечить увеличение микротвердости на значительной глубине и образование микрометрических углублений, что позволяет значительно улучшить эффект смазки. Влияние закалки и лазерного упрочнения поверхности на износ серого чугуна было исследовано в [5]. Выявлено, что при лазерной обработке образовалась зона упрочнения, содержащая ледебурит твердостью около 68 HRC. Зона термического воздействия содержала мартенсит с твердостью около 66 HRC, а подложка имела значительно пониженную твердость. Влияние закалки и лазерной упрочняющей обработки на износостойкость серого чугуна было проанализировано в [6] и описаны особенности микроструктуры, микротвердости и износостойкости серого чугуна. Поведение при скольжении износостойкого аустенитного чугуна, закаленного лазером, было описано в [7].

Таким образом, лазерное упрочнение поверхности чугунных деталей показало свою высокую эффективность, но применяется оно, в первую очередь, для ковких чугунов. Проводятся исследования изменений их структуры и механических свойств, но эксплуатационные (трибологические) свойства изучались только в условиях сухого абразивного трения. Целью данного исследования был комплексный анализ изменений микроструктуры, микротвердости поверхностного слоя и его износостойкости в условиях смазочного трения и измененной плотности поверхностной энергии с целью обеспечения эффективности лазерного упрочнения серого чугуна.

### ***1. Материалы и методы.***

***Исходный материал.*** В качестве исходного материала использовался серый чугун СЧ20 (рис. 1). Это перлитно-ферритный чугун с пластинчатой формой графита.

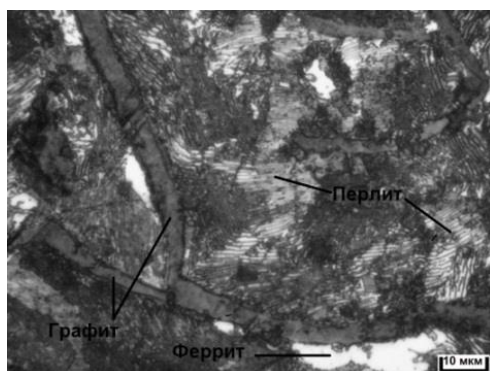


Рис. 1. Микроструктура исходного серого чугуна СЧ20

Химический состав и механические свойства чугуна СЧ20 представлен в табл. 1 и 2.

Таблица 1 – Химический состав серого чугуна СЧ20

Содержание элемента, %					
C	Si	Mn	S	P	Fe
3,3–3,5	1,4–2,4	0,7–1	до 0,15	до 0,2	~93

Таблица 2 – Механические свойства чугуна СЧ20

Предел прочности при растяжении $\sigma_B$ , МПа	Твердость по Бринеллю НВ
200	170–210

**Условия Лазерного Упрочнения.** Для лазерной обработки использовался  $\text{CO}_2$ -лазер непрерывного действия Комета мощностью 1 кВт. Анализ влияния условий лазерной обработки на изменение свойств поверхностного слоя проводился при диаметрах лазерного луча  $d = 1$  и  $2$  мм и скоростях переплава  $v = 100 \dots 600$  мм/мин. Коэффициент перекрытия был равен 1,0.

**Трибологические испытания.** Исследования сравнительной износостойкости проводили на машине трения Amsler A-135, позволяющая производить эксперименты при постоянных скоростях вращения оси  $3,5 \text{ с}^{-1}$  и  $6,6 \text{ с}^{-1}$  постоянной нагрузке от 4,90 до 1962 Н, а также определять момент трения и работу трения. Исследования проводили на неподвижном контртеле (колодка) и вращающемся образце (диск). Номинальная поверхность соприкосновения колодки и вращающегося диска в результате износа не изменяется. Во время исследований скорость вращения достигала 200 об/мин, а приложенная сила – 500 Н и 1000 Н. Используя результаты исследований, рассчитали по  $\mu_{ch}$  – коэффициент трения скольжения в момент времени.

**Измерительное оборудование.** Исследования микротвердости проведены на приборе ПМТ-3 путем вдавливания в испытуемый образец четырехгранной алмазной пирамиды с углом при вершине  $136^\circ$  при нагрузке 20 г (0,19 Н), 50 г (0,49 Н) и 100 г (0,98 Н) (ГОСТ 9450–76).

Рентгеновские съемки произведены на дифрактометре ДРОН 3.0 Си-монохроматическим излучением при скорости поворота образца 1 град/мин в медном монохроматизированном излучении в максимально возможном интервале углов от  $10^\circ$  до  $78^\circ$ . Результаты рентгенологического анализа были обработаны с помощью программного обеспечения ARSANAL.

Трибологические испытания проводились с использованием машины трения А-135. Значения момента трения и времени трения регистрировались соответствующими

датчиками, а значения температуры в зоне трения измерялись хромель-алюмелевой термопарой. Цифровой микроскоп Dino Lite использовался для измерения износа образцов с точностью 0,001 мм.

Статистическая обработка результатов проводилась с использованием программного пакета Statistica 13. Для подтверждения результатов тесты были повторены три раза в каждой точке измерения, и рассчитанная стандартная погрешность составила 5 %.

## 2. Результаты.

**Микроструктура упрочненных слоев.** При обработке серого чугуна лазерным лучом с оплавлением поверхностного слоя зона лазерного воздействия неоднородна по глубине и имеет слоистую структуру (рис. 2, а). Верхний слой (зона оплавления) образуется при закалке из жидкого состояния. В этом слое графит полностью растворяется. После охлаждения и затвердевания структура представляет собой дендриты аустенита, которые выросли во время кристаллизации расплавленного металла, которые окружены дисперсным ледебуритом. Дендриты обычно имеют оси первого и второго порядка, реже оси третьего порядка, так как для их формирования недостаточно времени.

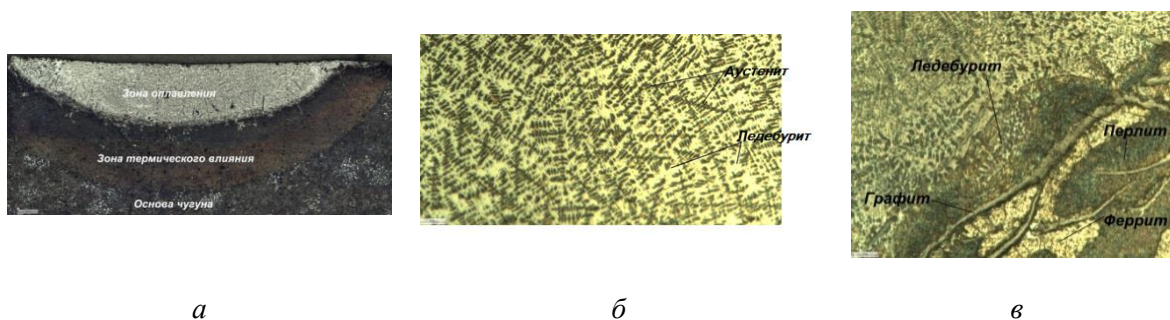


Рис. 2. Микроструктуры чугуна в зоне лазерного воздействия: (а) общий вид, (б) зона оплавления, (в) зона термического влияния

Кристаллизация завершается образованием столбчатой ячеисто-дендритной структуры, при этом дендриты вытянуты в направлении отвода тепла (рис. 2, б). Микроструктура верхнего слоя практически не зависит от параметров лазерной обработки.

Второй слой (зона термического влияния или закалка из твердой фазы) образуется при охлаждении с закалкой. Его нижняя граница определяется нагревом до температуры точки  $A_{c1}$ , и в этом слое происходит как полная, так и неполная закалка. Этот слой характеризуется значительной неравномерностью структуры по глубине. Ближе к зоне оплавления, благодаря высоким скоростям охлаждения, из зоны однородного аустенита образуется пластинчатый ледебурит. Однако в областях, более близких к исходным металлическим структурам, ледебуриты образовались из зоны неоднородного аустенита во время охлаждения (рис. 2, в).

В верхней области зоны термического влияния чугунная матрица вокруг графита расплавляется и насыщается углеродом. В этой области формируются следующие структурные компоненты: тонкая область с преобладанием феррита вблизи хлопьев графита, затем пластинчатый ледебурит, смесь ледебурита и аустенита и, наконец, однородная область феррита и перлита. Увеличение скорости лазерного пятна снижает плотность поверхностной энергии и вызывает снижение степени насыщения углеродом железной матрицы вокруг графитовых включений. В нижней части зоны термического влияния увеличивается незавершенность аустенитизации, поэтому основной твердый раствор насыщен углеродом в меньшей степени.

Рентгеновский анализ образцов чугуна выявил характерные изменения в содержании основных структурных компонентов после лазерной обработки (рис. 3, б). По мере увеличения плотности поверхностной энергии содержание аустенита  $\gamma$ -Fe в чугуне увеличивается, количество цементита  $Fe_3C$  уменьшается, а содержание графита колеблется

в пределах 5,7–4,6 % (рис. 4). Следует добавить, что аустенит отсутствует в исходном чугуна.

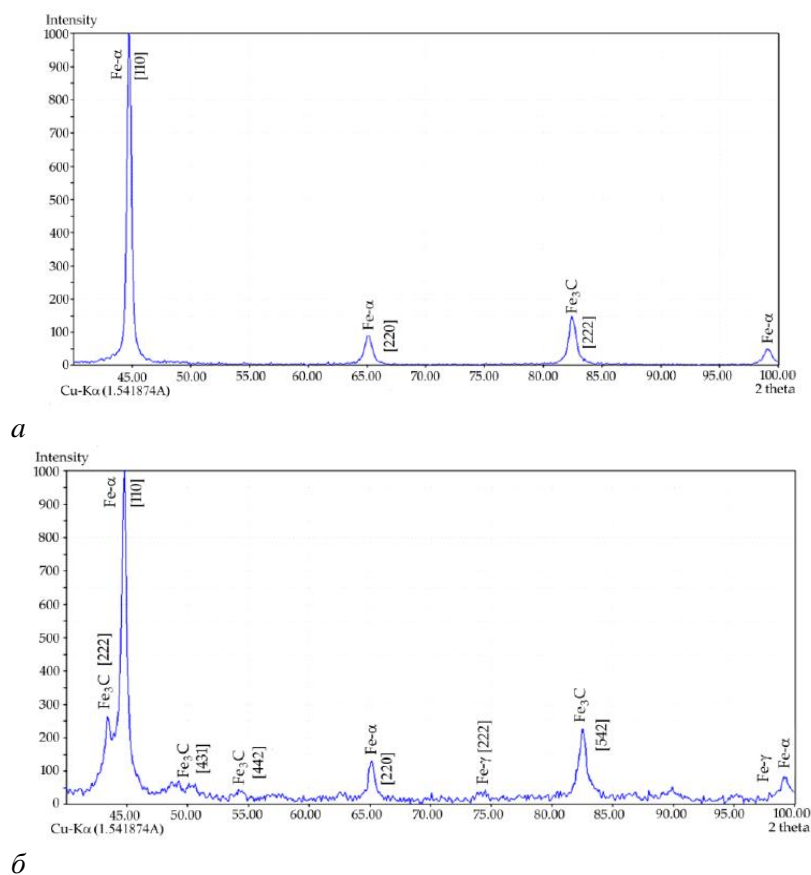


Рис. 3. Рентгенограммы для чугуна: *а* – в исходном состоянии; *б* – после лазерной закалки

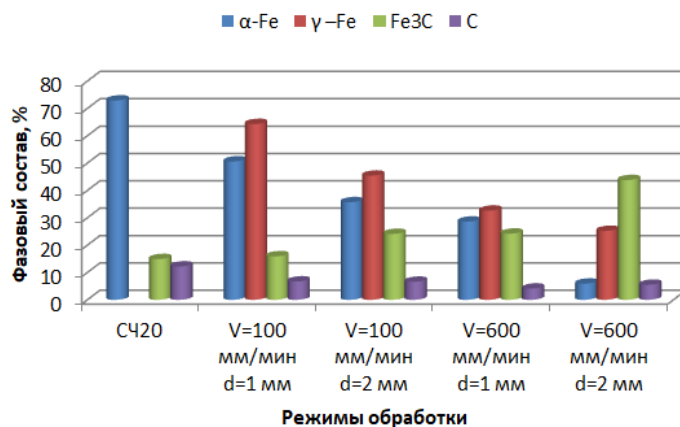


Рис. 4. Содержание структурных компонентов в чугуна в зависимости от плотности энергии при применении лазерного упрочнения

**Изменение глубины упрочненного слоя после лазерной закалки.** Глубина зоны оплавления, а также глубина зоны термического влияния зависят от скорости перемещения лазерного луча. Корреляция отрицательная – с увеличением скорости перемещения лазерного луча она уменьшается. Как видно из рис. 5, глубиной зоны оплавления и зоны термического влияния зависит от диаметра луча лазера – чем больше диаметр луча лазера, тем больше глубина.

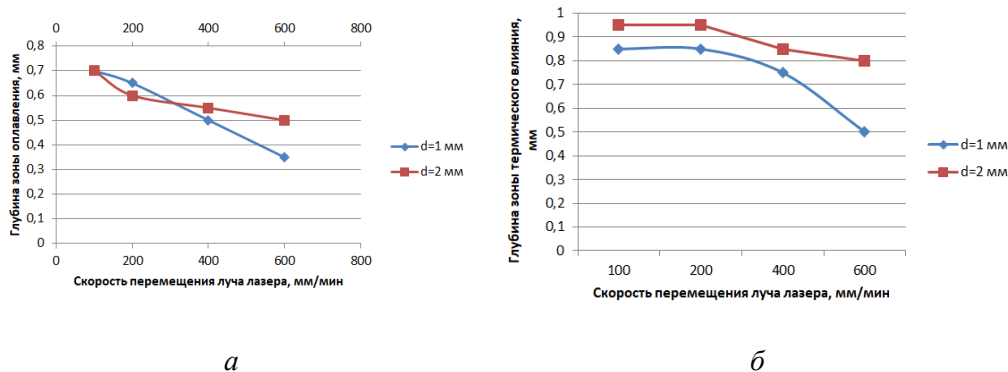


Рис. 5. Влияние скорости лазерного луча:  
 а – на глубину зоны оплавления; б – на глубину зоны термического влияния

**Изменение микротвердости упрочненного поверхностного слоя.** Лазерное упрочнение серого чугуна существенно влияет на микротвердость поверхностного слоя, приводя к увеличению микротвердости (рис. 6). В зависимости от параметров лазерной обработки микротвердость закаленного чугуна увеличивается в 2–3,5 раза по сравнению с микротвердостью исходного чугуна ( $H_{\mu} = 1900 \dots 2300$  МПа).

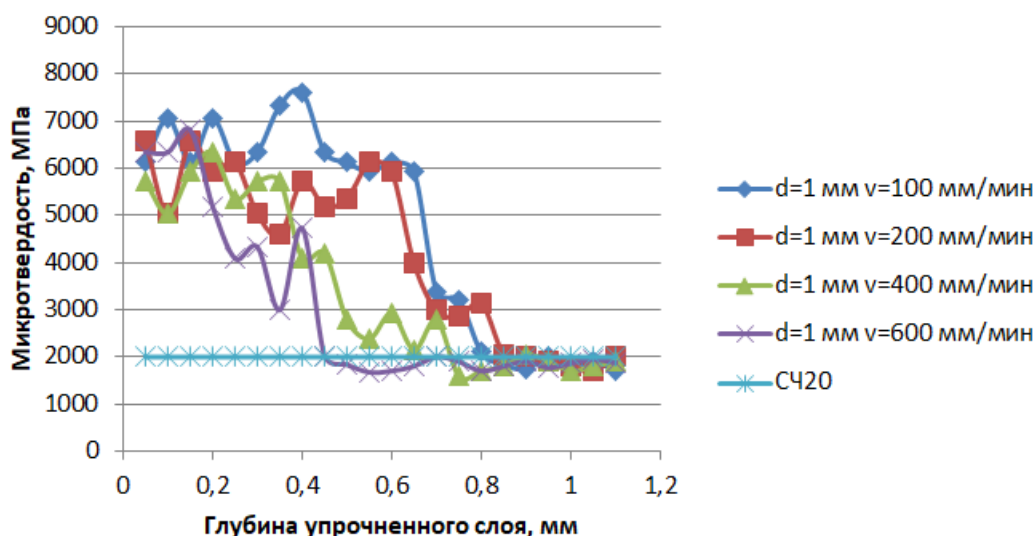


Рис. 6. Распределение микротвердости по глубине после лазерной закалки

**Трибологическое поведение поверхностного слоя чугуна после лазерного упрочнения.** Анализ изменений времени мгновенных коэффициентов трения (МКТ) образцов серого чугуна после лазерной закалки показал, что при относительно низких нагрузках значения МКТ практически постоянны, т. е. условия лазерной обработки, а также время трения не влияют (рис. 7, а). С увеличением нагрузки МКТ изменяются, и по истечении времени обкатки их значение после лазерного упрочнения уменьшается на 20–30 % по сравнению с исходным чугуном и стабилизируется со временем (рис. 7, б).

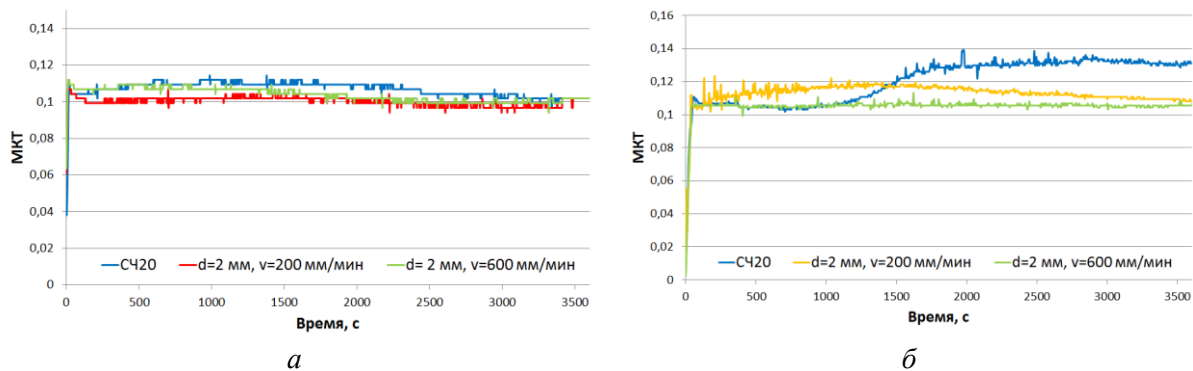


Рис. 7. Изменения времени мгновенного COF после лазерного упрочнения серого чугуна: *а* – при нагрузке 500 Н; *б* – при нагрузке 1000 Н

Температура в зоне трения зависит от уровня нагрузки. Если нагрузки незначительны, температура после приработки не зависит от времени износа или условий лазерного упрочнения (рис. 8, *а*).

Лазерное упрочнение обеспечивает преимущество перед исходным чугуном как по стабильности, так и по уровню температуры. При высоких нагрузках (рис. 8, *б*) температура в зоне трения исходного чугуна достигает 120–140 °С, в то время как в случае применения лазерного упрочнения ее уровень не меняется или даже незначительно снижается. Описанная особенность обусловлена изменением плотности поверхностной энергии лазерного луча.



Рис. 8. Изменения температуры трения в зависимости от времени после лазерного упрочнения серого чугуна: *а* – при нагрузке 500 Н; *б* – при нагрузке 1000 Н

***Особенности износа поверхностного слоя чугуна после лазерного упрочнения.***

Изменения скорости износа поверхностного слоя чугуна после лазерного упрочнения показаны на рис. 9. Регистрируемый характер изменений обусловлен изменениями микротвердости и микроструктуры поверхностного слоя в зависимости от диаметра и скорости перемещения лазерного луча. Правильный выбор условий упрочнения позволяет повысить износостойкость чугуна после упрочнения с пяти до почти десяти раз по сравнению с исходным чугуном.



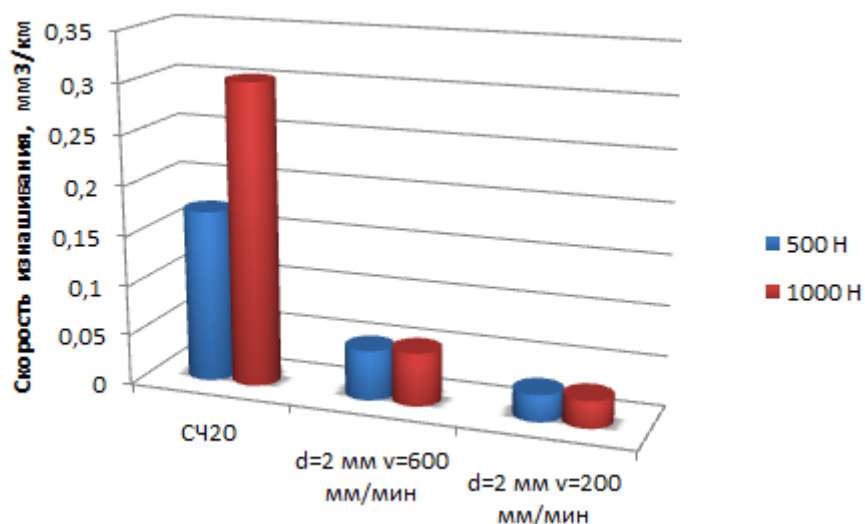


Рис. 9. Влияние плотности энергии лазерного луча на скорость износа чугуна при лазерном упрочнении

**Выводы.** На основе анализа результатов исследования было установлено следующее:

1. При обработке чугунов лазерным лучом с переплавом и затвердеванием поверхностного слоя их микроструктура неоднородна по глубине и имеет слоистую текстуру. Глубина упрочненного слоя, а также глубина зоны термического влияния зависят от диаметра лазерного луча и скорости его перемещения.

3. При относительно низких нагрузках МКТ после лазерного упрочнения практически постоянны, а при увеличении нагрузок МКТ уменьшается на 20–30 % по сравнению с исходным чугуном. При высоких нагрузках температура исходного чугуна достигает 120–140 °С, в то время как в случае лазерного упрочнения ее уровень значительно ниже. Лазерное упрочнение позволяет повысить износостойкость чугуна в 5–10 раз по сравнению с исходным чугуном.

4. Наиболее важным для инженерной практики является тот факт, что при лазерном упрочнении серого чугуна правильный выбор режимов обработки обеспечивает стабильный и низкий МКТ и очень значительное повышение износостойкости по сравнению с чугуном в исходном состоянии.

5. Правильный выбор значений диаметра и скорости перемещения лазерного луча обеспечивает стабильные и низкие коэффициенты трения и очень значительное повышение износостойкости по сравнению с чугуном в исходном состоянии. Значения диаметра лазерного луча и скорости его перемещения можно легко контролировать, что означает, что различные детали могут эффективно эксплуатироваться после лазерного упрочнения.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Abboud J. H., Benyounis K. Y., Olabi A. G., Hashmi M. S. J. Laser surface treatments of iron-based substrates for automotive application. *J. Mater. Process. Technol.* 2007, 182, 427–431.
2. Akinribide O. J., Akinwamide S. O., Obadele B. A., Ogundare O. D., Ayeleru O. O., Olubambi P. A. Tribological behaviour of ductile and austempered grey cast iron under dry environment. *Mater. Today: Proceed.* 2021, 38(2), 1174–1182.
3. Benyounis K. Y., Fakron O. M. A., Abboud J. H., Olabi A. G., Hashmi M. J. S. Surface melting of nodular cast iron by Nd-YAG laser and TIG. *J. Mater. Process. Technol.* 2005, 170, 127–132.
4. Wang B, Pan Y., Liu Y., Barber G. C., Qiu F., Hu M. Wear behavior of composite strengthened gray cast iron by austempering and laser hardening treatment. *J. Mater. Res. Technol.* 2020, 9(2), 2037–2043.

5. Wang B., Pan Y., Liu Y., Lyu N. Barber G. C., Wang R., Cui W., Qiu F., Hu M. Effects of quench-tempering and laser hardening treatment on wear resistance of gray cast iron. J. Mater. Res. Technol. 2020, 9(4), 8163–8171.

6. Han X., Zhang Z., Pan Y., Barber G. C., Yang H., Qiu F. Sliding wear behavior of laser surface hardened austempered ductile iron. J. Mater. Res. Technol. 2020, 9(5), 14609–14618.

7. Zhang M. X., Pang J. C., Qiu Y., Li S. X., Wang M., Zhang Z. F. Influence of microstructure on the thermo-mechanical fatigue behavior and life of vermicular graphite cast irons. Mater. Sci. Eng. A 2020, 771, 138617.

Поступила 07.07.2022

УДК 621.793.72:533

Девойно О. Г., Кардаполова М. А., Косякова И. М., Болдуева А. А., Погудо Е. В.

**МИКРОСТРУКТУРА И АНАЛИЗ ФАЗОВОГО СОСТАВА ПОКРЫТИЙ  
ИЗ МЕХАНИЧЕСКИХ СМЕСЕЙ СПЛАВА НА ОСНОВЕ  
НИКЕЛЯ ПГ-12Н-01 И КАРБИДОВ ВОЛЬФРАМА, ХРОМА И БОРА**

*Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*Изучена микроструктура и фазовый состав покрытий механических смесей на основе сплава ПГ-12Н-01, нанесенных методом плазменного напыления и оплавленного с помощью лазерного нагрева. Установлено, что при лазерном оплавлении формируется характерная для обработанных лазерным излучением слоев дендритная мелкодисперсная структура с дендритами 1 и 2-го порядка, между ветвей которых кристаллизуется легкоплавкая эвтектика, снижающая температуру плавления сплава. Рентгеноструктурный анализ показал, что формируется неравновесная структура  $\gamma$  – раствора никеля, пересыщенная легирующими элементами и упрочняющей фазы, преимущественно в виде боридов никеля и хрома. Такой состав покрытия позволяет в широких пределах варьировать комплексом физико-механических характеристик.*

**Введение.** Основными факторами, влияющими на формирование структуры обработанного лазерным излучением слоя, являются высокая скорость нагрева поверхностного слоя (порядка 104–106 К/с), обусловленная большой плотностью энергии и охлаждения, достигаемая за счет теплоотвода в массу металла. Высокие скорости нагрева приводят к сдвигу точек фазовых превращений, имеющих диффузионную природу. Большая скорость охлаждения расплавленной зоны приводит к неполному протеканию диффузионных процессов, образованию большого числа зародышей и формированию поэтому мелкодисперсной и неравновесной структуры. В процессе лазерной обработки с проплавлением материала основы картина осложняется за счет интенсивного перемешивания ванны расплава.

**Методика исследования.** На поверхность стали 45 наносили следующие составы порошков толщиной 0,6–0,7 мм: сплав на основе никеля ПГ-12Н-01 и 3 механические смеси, состоящие из 80 % сплава ПГ-12Н-01 и 20 % WC, Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub>, V<sub>4</sub>C, используя установку плазменного напыления УПУ-3Д с плазмотроном ПП-25. Для увеличения прочности сцепления покрытия с основой, а также для уменьшения пористости покрытия, после нанесения вышеуказанных механических смесей образцы подвергали оплавлению газовым резаком с внутриголовочным смешением газов Р1-03П и лазерному оплавлению на установке КОМЕТА-2 с мощностью 1000 Вт.



Полученные покрытия системы Ni-Cr-B-Si являются чувствительными к условиям нагрева, а характер получаемой структуры определяет качество упрочненного слоя. Поэтому металлографические исследования служат одним из основных критериев качества. Для указанных исследований использовались образцы размером  $10 \times 15 \times 80$ . После плазменного напыления проводилась лазерная обработка их поверхности. Скорость перемещения луча от 0,5 до 3,3 мм/с, диаметр луча 1–3 мм, средняя плотность мощности  $1,2 \cdot 10^8$  Вт/м<sup>2</sup>. Затем образцы разрезались поперек лазерных дорожек. Для оценки микроstructures использован микроскоп МИКРО-Р200.

Для выявления микроstructures применяли химическое травление кислотным раствором хлорного железа и свежеприготовленным щелочным раствором красной кровяной соли.

Для оценки фазового состава покрытий, соотношения количества фаз в покрытии, а также химического состава фаз в покрытиях был проведен рентгеноструктурный анализ. Рентгеновские съемки производили на дифрактометре ДРОН–3.0 при скорости поворота образца 1 град/мин в медном монохроматизированном излучении. Обработку рентгеновских снимков проводили с использованием программы ARSANAL, разработанной в БНТУ.

**Результаты исследования.** Макроструктура оплавленного лазерным излучением покрытия представлена на рис. 1. Рисунок помогает выделить все характерные зоны, образующиеся при лазерном оплавлении защитных покрытий. Отчетливо видна некоторая неоднородность в покрытии, соответствующая направлению конвективных потоков в ванне расплава. При лазерном оплавлении покрытий на углеродистых и легированных сталях формируется зона термического влияния, образованная за счет фазовых и структурных превращений в материале основы.

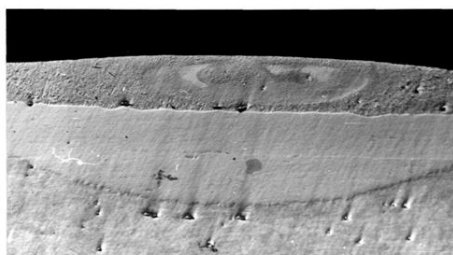


Рис. 1. Макроструктура оплавленного лазерным излучением покрытия,  $\times 40$

При лазерном оплавлении микроstructure можно охарактеризовать как тонкий конгломерат фаз. Характерным является уменьшение в 2–3 раза толщины переходной зоны по сравнению с покрытием, оплавленным горелкой, что обусловлено малым временем контакта жидкой и твердой фаз, а также формированием в прилегающей к границе ванны расплава зоны дендритов твердого раствора никеля, ориентированных в направлении отвода тепла. Анализ микроstructure показал, что основой сплава является легированный  $\gamma$ -Ni, закристаллизованный при таких скоростях охлаждения в виде дендритов с осями 2-го и 3-го порядка. Между осями дендритов кристаллизуется тонкодисперсная боридная эвтектика. Карбидная фаза выделяется из расплава в первую очередь в виде шестигранников, переходящих при скоростях охлаждения в дендриты с ветвями, расположенными под углом  $60^\circ$  друг к другу.

Кроме способа оплавления на морфологию покрытия значительное влияние оказывают режимы лазерного оплавления, а также вид и способ введения легирующих добавок [1; 2]. Как установлено нашими исследованиями, различные легирующие добавки в разной степени влияют на изменение структуры, но для всех видов композиций и вариантов лазерного оплавления установлены одинаковые закономерности влияния режимов лазерной обработки на характер формируемой структуры покрытий. Это объясняется тем,

что морфология покрытия в первую очередь определяется морфологией никелевой матрицы, а точнее, твердого раствора на основе никеля.

При жестких режимах (под жестким режимом лазерной обработки понимается обработка с максимально возможными плотностью мощности и скоростью перемещения луча, обеспечивающими высокие скорости кристаллизации расплава) в ванне расплава или ее части формируется метастабильная структура практически без выделения или с выделением избыточных фаз минимального размера (до  $\sim 2$  мкм) (рис. 2, а). Для таких структур характерно наличие пересыщенного  $\gamma$ -Ni, на что указывает уширение линий никеля на рентгенограммах. При смягчении режимов лазерной обработки формируются условия для образования более равновесной литой структуры с дендритными выделениями с осями 2-го и 3-го порядка (рис. 2, б).

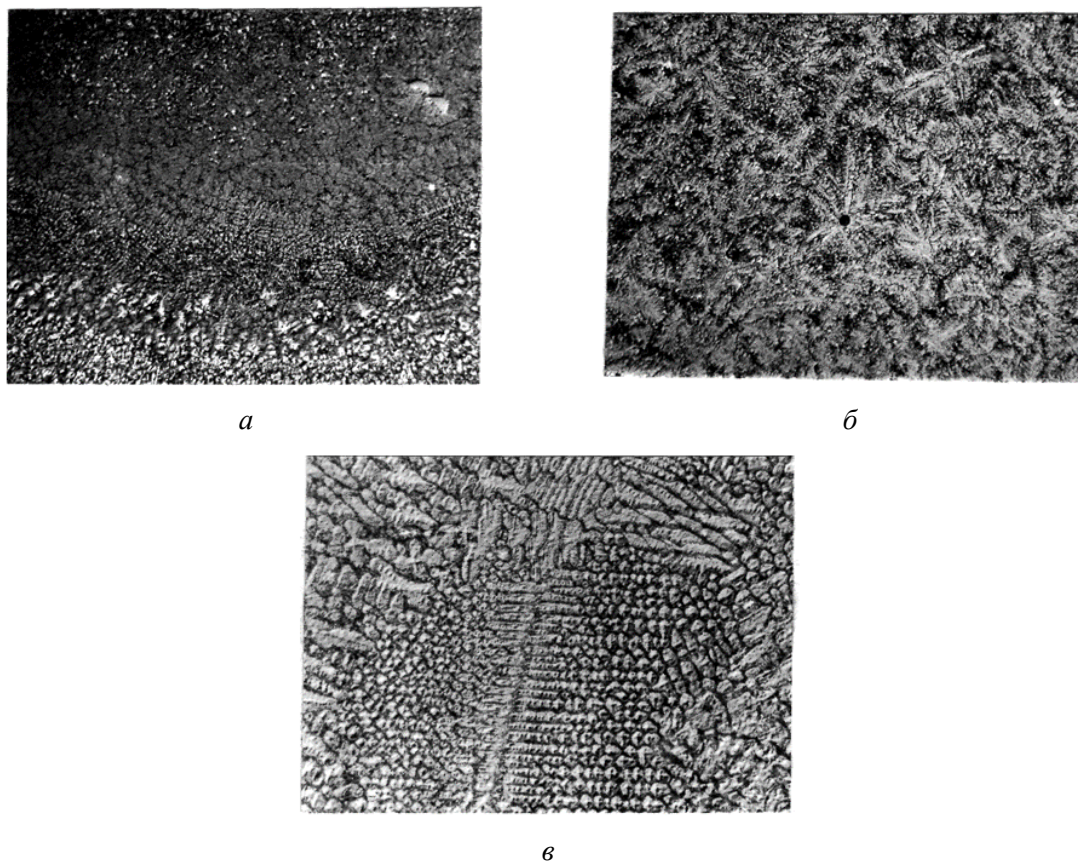


Рис. 2. Микроструктура самофлюсующегося сплава ПГ-12Н-01 после различных режимов оплавления лучом лазера:  
 а –  $q = 0,8 \times 10^9$  Вт/м<sup>2</sup>,  $V = 3,3$  мм/с; б –  $q = 2,5 \times 10^8$  Вт/м<sup>2</sup>,  $V = 1,6$  мм/с;  
 в –  $q = 2,5 \times 10^8$  Вт/м<sup>2</sup>,  $V = 0,5$  мм/с

При лазерной обработке с большим энергозатратом происходит проплавление материала основы и формируется характерная структура, представляющая глобулярное выделение непрерывных твердых растворов никеля с железом, по границам которых кристаллизуется карбидо-боридная эвтектика.

В случае жестких режимов лазерной обработки при высоких скоростях охлаждения первичные выделения тугоплавких компонентов носят дисперсный характер (рис. 3). Упрочняющая фаза в виде дендритов как бы пронизывает все покрытие, оставаясь в дисперсном виде. При уменьшении скорости охлаждения выделения приобретают вид «цветов», «стержней», переходящих в правильные шестигранники, что свойственно для покрытий, оплавленных газопламенной горелкой (рис. 3, б, в).

Рассматриваемые выше карбидные добавки в общем влияют на морфологию следующим образом. Если в процессе оплавления происходит растворение карбидных частиц, то характер структуры практически соответствует структуре самофлюсующегося сплава после аналогичного вида оплавления и скорости охлаждения. Если растворение не происходит, для каждой композиции проявляются свои специфические особенности.

В композиционном материале с добавками карбида бора структура после газопламенного и лазерного оплавления различна. После газопламенного оплавления в структуре не было обнаружено карбидных частиц, как визуально, так и рентгенографически. В этом случае происходит полное их растворение с последующей перекристаллизацией в более устойчивые соединения. В случае же лазерного оплавления происходит лишь частичное растворение карбидных частиц. Интересным является характер удержания карбидной частицы в матрице самофлюсующегося сплава. За короткий период температурного воздействия лазерного луча прочная окисная пленка  $В_2O_5$ , защищающая карбид бора от дальнейшего окисления, успевает разорваться и всплыть на поверхность, давая возможность карбиду частично раствориться.

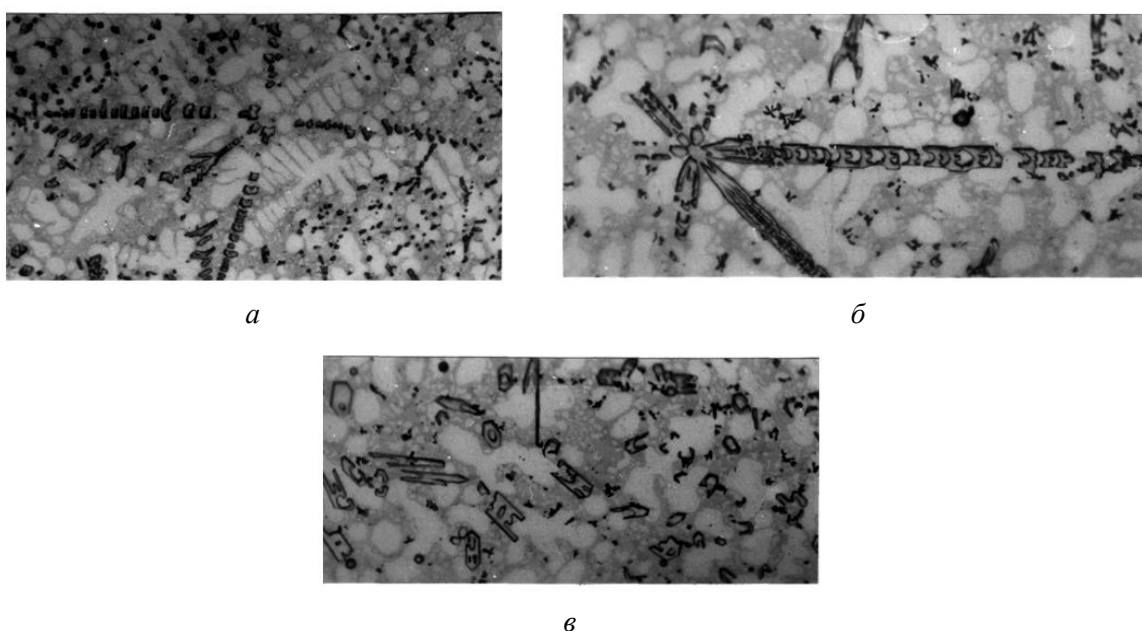


Рис. 3. Распределение упрочняющей фазы при различных режимах оплавления сплава ПГ-12Н-01 лучом лазера:  
 $a - q = 2,1 \times 10^8 \text{ Вт/м}^2, V = 3,3 \text{ мм/с};$   $b - q = 2,5 \times 10^8 \text{ Вт/м}^2, V = 1,6 \text{ мм/с};$   
 $v - q = 0,62 \times 10^8 \text{ Вт/м}^2, V = 1 \text{ мм/с}$

Особенностью лазерного оплавления является равномерное распределение карбидных частиц по зоне проплава. Это связано с кратковременностью нахождения частиц в расплаве и интенсивностью его перемешивания. В случае газопламенного оплавления такого распределения карбидной фазы в покрытии, как правило, получить не удастся, так как при длительном нахождении их в расплаве успевают произойти сепарация вследствие разности удельного веса нерастворившейся карбидной частицы и расплава.

При напылении композита с добавками карбида вольфрама полного растворения карбидных частиц в расплаве не происходит как при газопламенном, так и при оптимальных режимах лазерного оплавления (рис. 4, в). При полном растворении наблюдается частичная его перекристаллизация с образованием  $W_2C$ , увеличивающем количество упрочняющей фазы (рис. 4, з). При проплаве подложки вольфрамовая фаза кристаллизуется в виде эвтектики  $\gamma Ni W_2C$  по границам никелевых зерен (рис. 4, б). Из рис. 4 в, з

видно, насколько прочнее связан карбид вольфрама с матрицей при лазерном оплавлении и равномернее распределен. После газопламенного оплавления при трении появляется большая возможность выкрашивания крупных частиц.

При оплавлении композиционного покрытия с карбидом хрома  $Cr_3C_2$  также имела место зависимость от способа оплавления. Установлено, что при оптимальных режимах лазерного оплавления происходит полное растворение карбидных частиц в никелевой матрице с их последующей перекристаллизацией, которая в зависимости от режима оплавления охватывает весь объем твердой фазы или только ее поверхностные зоны. При газопламенном же оплавлении карбиды сохраняются в покрытии. Это обусловлено тем, что при лазерном нагреве при интенсивном подводе энергии к поверхности происходит значительный перегрев расплава. При газопламенном же оплавлении температура покрытия составляет около 1320 К; происходит уменьшение размеров и «размягчение» карбида благодаря диффузии атомов никеля в карбид по твердофазному механизму [3]. На рис. 5, а, б зафиксирован момент неполного растворения карбида хрома в сплаве. Вокруг видны продукты перекристаллизации – карбиды и бориды хрома. На рис. 5, б показана диффузионная зона (4–10 мкм) преимущественно на участках с максимальной кривизной. Как видно из рис. 5, в при полной перекристаллизации карбида хрома происходит увеличение количества карбидо-боридной упрочняющей.

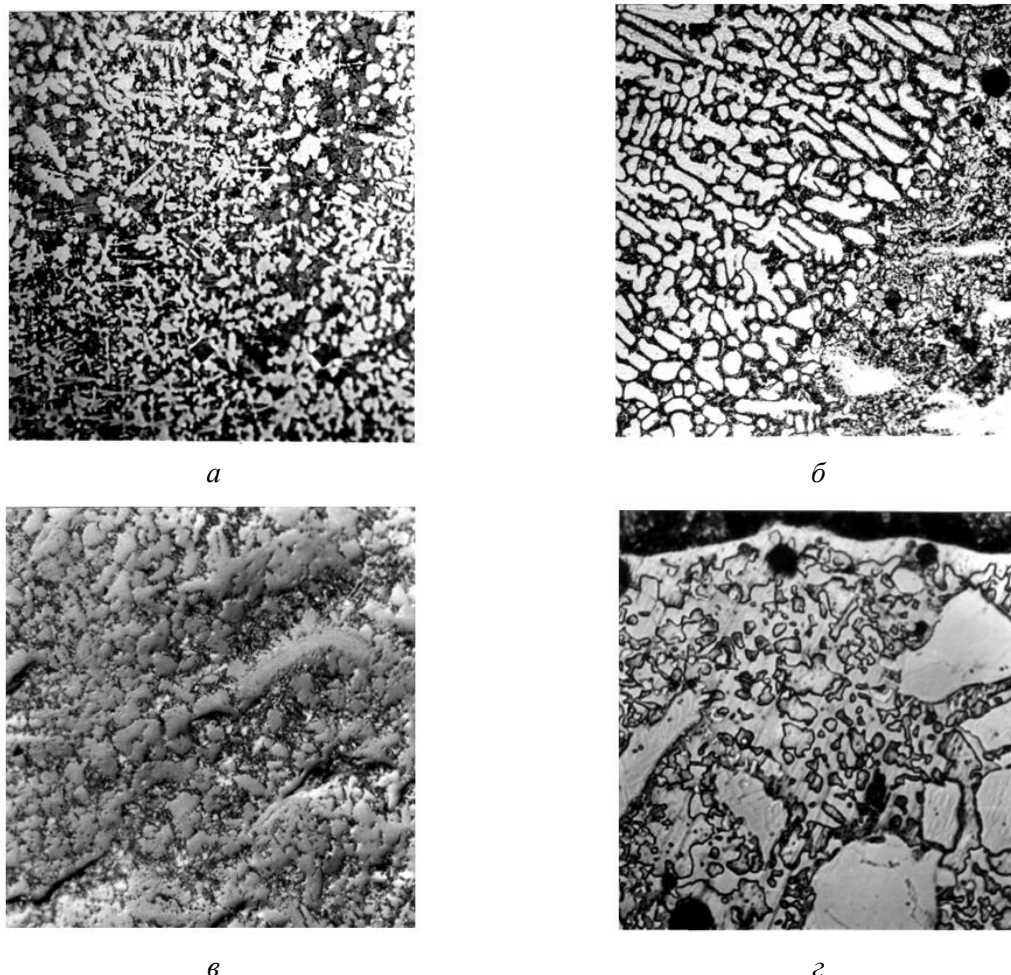


Рис. 4. Микроструктура сплава ПГ-12Н-01 + 20 об. % карбида вольфрама, оплавленного лазерным лучом на режимах:

$a - q = 1,1 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2, V = 1,6 \text{ мм/с}; б - q = 1,1 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2, V = 1 \text{ мм/с};$

$в - q = 2,5 \times 10^8 \text{ Вт/м}^2, V = 1,6 \text{ мм/с};$  и газовой горелкой (г),  $\times 500$

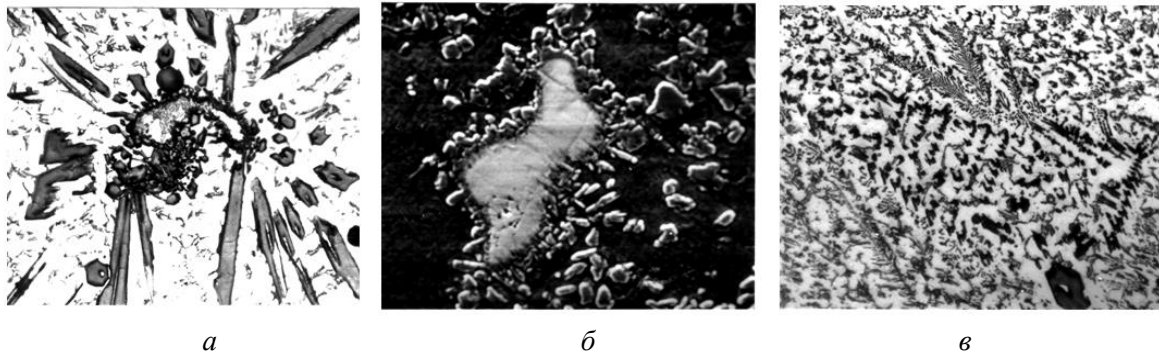


Рис. 5. Микроструктура сплава ПГ-12Н-01 с 20 об. % карбида хрома после оплавления лазерным излучением:  
*a* – перекристаллизация частиц  $Cr_3C_2$ ,  $\times 1000$ ; *б* – частица  $Cr_3C_2$ ,  $\times 2000$ ;  
*в* –  $q = 2,5 \times 10^8 \text{Вт/м}^2$ ,  $V = 1,6 \text{ мм/с}$ ,  $\times 1000$

Результаты определения фазового состава и составов фаз покрытий приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Результаты рентгеновских исследований самофлюсующихся сплавов с композиционными добавками.

Состояние образца	Фазы в покрытии	Содержание в %	Вероятная примесь	Концентрация примеси или состав фазы
Сплав ПГ-12Н-01. Плазменное напыление на сталь 45, затем оплавление лазером	Ni	56	Fe	7,5 % ат. Fe
	$Ni_2B$	8	Дефицит В	$Ni_2B_{0,9995}$
	$Ni_3B$	25	Cr	$(Ni_{85}Cr_{15})_3B$
	$Cr_2B$	11	Si	$Cr_2(B_{97}Si_3)$
Смесь ПГ-12Н-01 +20 % $B_4C$ Плазменное напыление на сталь 45, затем оплавление лазером	Ni	51	B	0,4 % ат. B
	$Ni_3B$	10	Cr	$(Ni_{97}Cr_3)_3B$
	$Cr_2B$	9	Si	$Cr_2(B_{99}Si_1)$
	B	14	нет	бор
Смесь ПГ-12Н-01 +20 % $Cr_3C_2$ Плазменное напыление на сталь 45, затем оплавление лазером	$B_4C$	16	Дефицит В	$B_4C_{0,9996}$
	Ni	46	Cr	5 % ат. Cr
	$Ni_3B$	30	Cr	$(Ni_{97}Cr_3)_3B$
	$Ni_4B_3$	7	Fe	$Ni_4B_{2,9958}$
	$Cr_2B$	16	C	$(Cr_{86}Fe_{14})_2B$
Смесь ПГ-12Н-01 +20 % WC Плазменное напыление на сталь 45, затем оплавление лазером	B	1	C	0,5 % ат. C
	Ni	16	W	3 % ат. W
	$Ni_3B$	37	Дефицит В	$Ni_3B_{0,97}$
	$Ni_2B$	8	нет	$Ni_2B$
	NiB	6	нет	NiB
	$Ni_4B_3$	13,5	Дефицит В	$Ni_4B_{2,97}$
	$W_2C$	16	B	$W_2(C_{91}B_6)$
$Cr_3C_2$	3,5	Дефицит C	$Cr_3C_{1,96}$	

Из приведенных данных видно следующее: основную долю объема покрытий – от 40 до 60 % составляет твердый раствор на основе никеля (кроме смеси ПГ-12Н-01 +20 % WC). При лазерном оплавлении покрытия с добавками карбида бора его частицы не успевают раствориться и указанный эффект практически не действует, как и в случае добавок карбида хрома и карбида вольфрама. Бориды никеля составляют, как правило, 30–35 % от объема покрытий, из них от 2/3 до 3/4 приходится на фазу  $Ni_3B$ . В оплавленных покрытиях с добавками карбида бора обнаружено большое количество непрореагировавшего бора, который, по-видимому, является продуктом распада карбидных частиц. Получению большого количества низшего борида способствует не только высокое содержание самого никеля, но и наличие в покрытии мощного боридообразователя – хрома; в бориде  $Ni_3B$  он является обычной примесью. Для высших боридов характерна примесь более слабого, но также достаточно активного боридообразователя – железа, а в ряде случаев – дефицит бора, впрочем, весьма незначительный. От 5 до 15 % объема покрытия образует фаза  $Cr_2B$ , в которой часть бора, как правило, замещена кремнием, входящим в состав порошка. Интересным является факт, что в покрытии, в котором присутствовали добавки карбида хрома в условиях значительного перегрева, имеющего место при лазерном оплавлении, происходит его растворение без вторичной кристаллизации. Хром перераспределяется в твердый раствор никеля, образует дополнительное количество фазы  $Cr_2B$ , легирует бориды. Другой особенностью является то, что проведенный анализ структуры, во всех случаях, кроме лазерного оплавления покрытий с добавками карбида вольфрама, не показал наличия карбидной фазы. Согласно проведенным оценкам, углерод в покрытии присутствует, как примесь свободного бора. Отсутствие линий карбидов на рентгенограммах можно объяснить их высокой степенью дисперсности вследствие высоких скоростей нагрева и охлаждения, тем, что линии перекрываются линиями боридной фазы, интенсивность которых высока вследствие большого количества боридов, а также небольшим процентным содержанием карбидной фазы.

**Выводы.** Исследованиями влияния лазерного оплавления на микроструктуру покрытий сплава на основе никеля ПГ-12Н-01 установлено, что при лазерном оплавлении формируется характерная для обработанных лазерным излучением слоев мелкодисперсная структура. При этом вводимые модифицирующие добавки в малой степени влияют на ее общий характер. Варьирование режимами лазерной обработки через изменение глубины проплава и скорости кристаллизации позволяет в широких пределах варьировать характером микроструктуры зон расплава от квазиэвтектической до литой дендритной. Рентгеноструктурными исследованиями установлено, что при лазерном оплавлении формируется неравновесная структура  $\gamma$  – раствора никеля, пересыщенная легирующими элементами и упрочняющей фазы преимущественно в виде боридов никеля и хрома, легированных соответственно хромом и кремнием, при этом количество и состав упрочняющих фаз определяются видом вводимой добавки. Характерным для оплавленных лазерным лучом покрытий является текстурированность никеля в плоскости (III), способствующая улучшению эксплуатационных свойств покрытий.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Rankouhi, B.; Bertsch, K.; de Bellefon, G. M.; Thevamaran, M.; Thoma, D.; Suresh, K. Experimental validation and microstructure characterization of topology optimized, additively manufactured SS316L components. *Mater. Sci. Eng. A* 2020, 776, 139050, doi:10.1016/j.msea.2020.139050.
2. Zhao, X.; Dong, S.; Yan, S.; Liu, X.; Liu, Y.; Xia, D.; Lv, Y.; He, P.; Xu, B.; Han, H. The effect of different scanning strategies on microstructural evolution to 24CrNiMo alloy steel during direct laser deposition. *Mater. Sci. Eng. A* 2020, 771, 138557, doi:10.1016/j.msea.2019.138557.
3. Власюк Р. З., Радомысльский И. Д., Сотник А. А. Растворение  $Cr_3C_2$  в никелевой матрице, содержащей фосфор/ Порошковая металлургия, – 1986. – ЯЗ. – С.69–74

*Поступила 08.06.2022*



Дьяченко О. В., Кардаполова М. А.

## ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ И ЛЕГИРОВАНИЯ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И ФАЗОВЫЙ СОСТАВ ПОКРЫТИЙ НА ЖЕЛЕЗНОЙ ОСНОВЕ

*Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*Изучено влияние параметров лазерной обработки и легирования покрытий на основе железа на коэффициент трения в условиях трения без и со смазочным материалом. Исследованы изменение фазового состава покрытий в зависимости от способа оплавления и режимов обработки.*

Рост мощности и производительности машин и механизмов требует повышения надежности, долговечности и ремонтпригодности трущихся деталей машин. Кроме того, работоспособность оборудования зависит от износа его деталей. Лазерное легирование покрытий и готовых деталей широко используется как при изготовлении новых, так и при восстановлении изношенных деталей машин. Для этой цели широко используются такие легирующие компоненты как карбиды бора [1], карбиды вольфрама [2], молибден и оксиды циркония [2].

Работоспособность оборудования зависит от износа его деталей. Использование износостойких покрытий в производстве деталей машин может послужить одним из путей обеспечения этих требований. Одним из методов повышения износостойкости является лазерное легирование предварительно нанесенных плазменным напылением покрытий на железной основе боридами.

**Целью работы** является изучение триботехнических свойств и фазового состава порошковых покрытий на железной основе после лазерного легирования в условиях сухого трения и трения со смазочным материалом.

Для испытаний износостойкости при сухом трении и трении со смазкой использовали образцы из стали 45 цилиндрической формы диаметром 35 мм, на периферийную поверхность которых наносили плазменным методом покрытия из самофлюсующегося порошка ПР-Х4Г2Р4С2Ф следующего химического состава (в %): Fe (83,1–87,6), В (3,3–4,3), Cr (3,5–4,5), Si (2,0–2,5), Mn (2,0–2,5), С (1,0–1,2), V (0,5–0,9), Al (0,05–0,5), Cu (0,05–0,5). Подслой наносили на поверхность методом плазменного напыления с использованием установки УПУ-3Д с источником питания ИПН-160/600 и плазмотроном ПП-25 на режимах:  $I = 250$  А,  $U = 80$  В,  $p = 0,6$  МПа. Плазмообразующий газ – азот. Толщина слоя 0,5–0,6 мм. Кроме того, для сравнительного анализа были нанесены слои из порошка ПР-Х4Г2Р4С2Ф (нижний слой) и ПГ-СР4 (верхний слой) и оплавлены горелкой.

Для измерения работы трения, момента трения и области трения контртела до момента износа в условиях сухого трения и трения со смазкой использовалась машина трения и износа типа Amsler. В этом случае исследования проводились на неподвижном контртеле (колодка) и вращающемся образце (диск). Номинальная поверхность соприкосновения колодки и вращающегося диска в результате износа не изменяется. Твердость контртела составила 40–45 HRC

Испытания проведены при сухом трении, а также с использованием смазывающего средства типа базовое масло SN150.

Рентгеновские съемки производились на дифрактометре ДРОН 3.0 при скорости поворота образца 1 град/мин в медном монохроматизированном излучении в максимально возможном интервале углов от 10° до 75° для качественного и количественного фазового



анализа. Результаты анализа обрабатывали с использованием пакета программ автоматизации рентгеноструктурного анализа «ARSNAL» («Автоматизация обработки результатов рентгеноструктурного анализа») на ПЭВМ.

Результаты и обсуждение.

**Износостойкость лазерных покрытий в условиях сухого трения.** Покрытия на основе железа имеют высокое сопротивление изнашиванию [3; 4]. Ниже приведены результаты исследования износостойкости покрытий в условиях сухого трения.

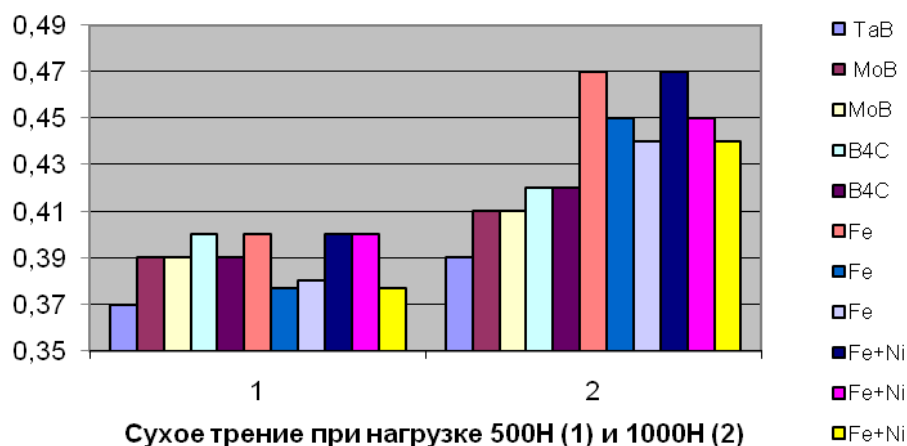


Рис. 1. Коэффициент трения при трении без смазочного материала:

1 – удельная нагрузка 500 Н; 2 – удельная нагрузка 1000 Н;

TaB – для образцов после лазерного легирования TaB;

MoB – для образцов после лазерного легирования MoB;

B4C – для образцов после лазерного легирования B4C;

Fe – для образцов после лазерного оплавления порошка ПР-Х4Г2Р4С2Ф;

Fe + Ni – для образцов после оплавления горелкой двойного слоя порошка; ПР-Х4Г2Р4С2Ф (нижний слой) и ПГ-СР4 (верхний слой)

Из рисунка видно, что наименьший коэффициент трения при нагрузке 500 Н был отмечен у покрытий после лазерного легирования TaB – 0,37. Наибольший – 0,4 принадлежит покрытиям, легированным B<sub>4</sub>C. Среднее значение – 0,39 у покрытий после легирования MoB. Аналогичные результаты получены как для однослойного оплавленного порошка ПР-Х4Г2Р4С2Ф (Fe на рис. 1), так и для двухслойного покрытия ПР-Х4Г2Р4С2Ф (нижний слой) + ПГ-СР4 (верхний слой) (Fe + Ni на рис. 1) и равняются 0,4.

Повышая удельную нагрузку до 1000 Н, добиваемся того, что наименьший коэффициент трения 0,39 был отмечен у покрытий, легированных TaB, MoB – 0,41, 0,42 в покрытиях, легированных B<sub>4</sub>C. Наибольший коэффициент трения – 0,47 соответствует износу двух видов покрытий: после оплавления лазером порошка на основе железа (Fe на рис. 1) и оплавленного горелкой двухслойного покрытия ПР-Х4Г2Р4С2Ф (нижний слой) + ПГ-СР4 (верхний слой) (Fe + Ni рис. 1).

**Износостойкость лазерных покрытий в условиях трения со смазочным материалом.** Смазка образует между трущимися поверхностями промежуточный слой, при этом процесс сухого трения двух твердых тел заменяется процессом внутреннего трения в смазочном веществе.

Анализ структуры поверхностей и величины износа образцов, испытанных при сухом трении и трении со смазочным материалом указывает на большую эффективность смазки и правильность выбора метода смазки.

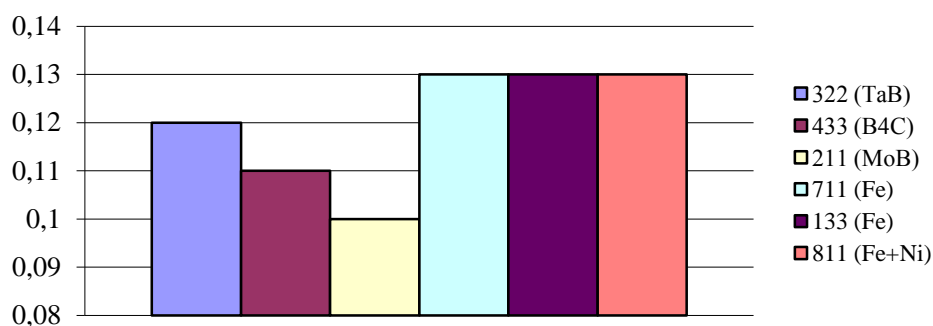


Рис. 2. Коэффициент трения скольжения при трении со смазкой и нагрузке 1000Н:  
 1 – TaB – для образцов после лазерного легирования TaB;  
 2 – MoB – для образцов после лазерного легирования MoB;  
 3 – B<sub>4</sub>C – для образцов после лазерного легирования B<sub>4</sub>C;  
 4 – Fe (л) – для образцов после лазерного оплавления порошка ПР-Х4Г2Р4С2Ф;  
 5 – Fe – для образцов после оплавления горелкой порошка ПР-Х4Г2Р4С2Ф;  
 6 – Fe + Ni – для образцов после оплавления горелкой двойного слоя порошка ПР-Х4Г2Р4С2Ф (нижний слой) и ПГ-СР4 (верхний слой)

Смазка резко в 3,6–4 раза снижает коэффициент трения скольжения (рис. 2) по сравнению с сухим трением. При нагрузке 1000 Н наименьший коэффициент трения у покрытий, после легирования MoB – 0,1. Далее по возрастающей – 0,11 после легирования B<sub>4</sub>C; 0,12 – легирование TaB. У покрытий оплавленных горелкой и лазером без легирования однослойного и двухслойного наблюдается одинаковый коэффициент трения – 0,13.

Объяснением этому может послужить то, что лазерное легирование покрытий на железной основе боридом молибдена увеличивает их теплоустойчивость. Это немало важно при повышенных нагрузках на образец. Кроме того, молибден, взаимодействуя с кислородом воздуха и смазкой, образует оксиды, дополнительно снижающие коэффициент трения [5; 6].

Рассмотрим теперь влияние параметров лазерной обработки и легирования на количество упрочняющей фазы.

Режимы лазерного облучения, т. е. плотность мощности, диаметр и коэффициент перекрытия луча лазера определяют структуру и состав зоны термического влияния. Результаты испытаний фазового состава исходного порошка приведены на рис. 3.

Исходный порошок содержит  $\alpha$ -железо, небольшое количество  $\gamma$ -железа и карбидо-боридные фазы [7] табл. 1.

Таблица 1 – Порошок в состоянии поставки

Фазы	Количество легирующих элементов, %
$\alpha$ -Fe	39,1
$\gamma$ -Fe	6,7
Бориды Fe	23,5
Карбид Fe	9,8
Карбиды V, Cr, B <sub>4</sub> C	9,5
Бориды	11,3

Переплавление плазменных покрытий в пламени горелки приводит к резкому снижению количества  $\alpha$ -железа, увеличение карбидо-боридной фазы и практически не влияет на содержание  $\gamma$ -железа (рис. 3).

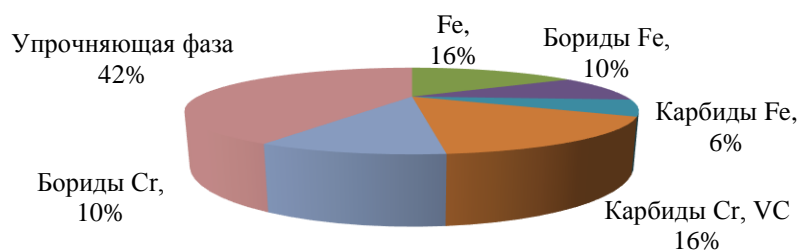


Рис. 3. Фазовый состав покрытия после оплавления горелкой

Как было показано в предыдущих исследованиях [8], лазерное оплавление приводит к формированию метастабильных структур, армированных дендритами первого, второго и третьего порядка, состоящих из легированного  $\alpha$ -Fe и  $\gamma$ -Fe тонкой эвтектики, образованной между осями дендритов. Фазовый состав покрытий для различных условий лазерного оплавления без легирования показан на рис. 4.

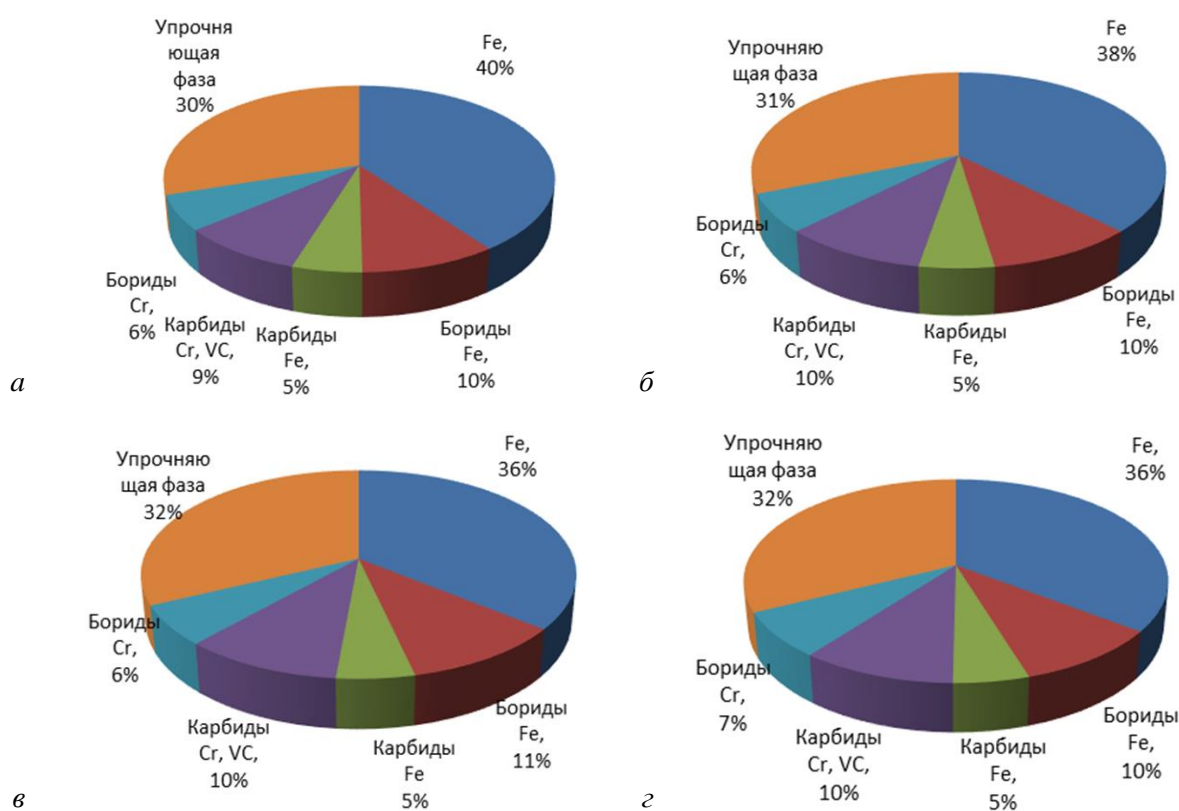


Рис. 4. Фазовый состав покрытий без легирования в зависимости от скоростей оплавления лазером:

а –  $V = 50$  мм/мин; б –  $V = 100$  мм/мин; в –  $V = 200$  мм/мин; г –  $V = 300$  мм/мин

Анализируя состав покрытий оплавленных горелкой и лазером без легирования приходим к выводу, что наибольших значений в % по объему концентрация упрочняющей фазы достигается при оплавлении покрытий горелкой.

Как видно из рис. 3 и 4 наибольшее количество упрочняющей фазы 42 % замечено в покрытиях без легирования после оплавления горелкой. Лазерная обработка уменьшает количество упрочняющей фазы до 30 % при скорости оплавления лазером 50 мм/мин, и 32 % при скоростях 200 и 300 мм/мин.

Лазерное оплавление не оказывает существенного влияния на количество боридов хрома, железа, а также карбидов Cr, Fe, V, и на количество Fe.

Свойства зоны легирования зависят от концентрации легирующих элементов и получения фаз различной степени стабильности и дисперсности, образующихся в процессе охлаждения. Строение и состав зоны термического влияния определяются режимом лазерного облучения: плотностью мощности излучения, временем его действия, а также концентрацией легирующих компонентов в обмазке [8].

Рассмотрим теперь влияние лазерного легирования TaV на фазовый состав получаемых покрытий (рис. 5).

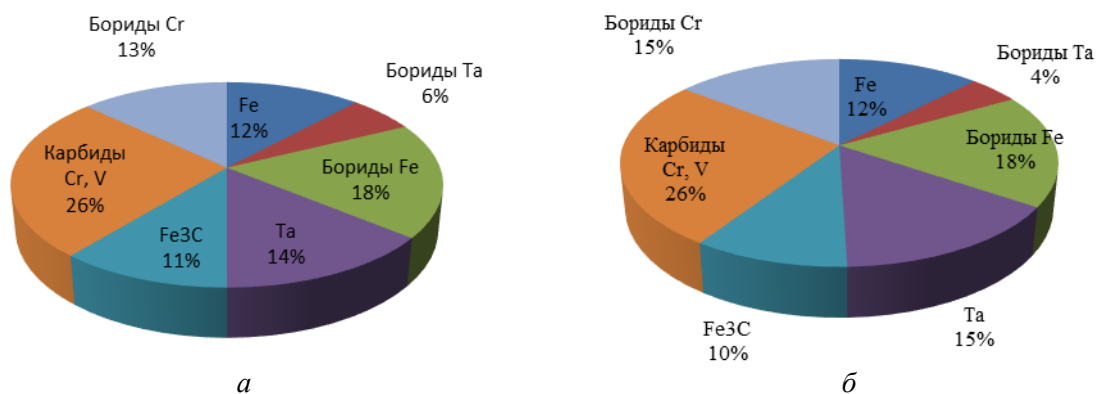


Рис. 5. Фазовый состав покрытия, армированного частицами TaV, в зависимости от условий лазерного переплава:

*а* – минимальные значения параметров; *б* – максимальные значения параметров

Присутствие боридов тантала делает покрытие более чувствительным к особенностям лазерного оплавления. При изменении условий теплообмена при нагреве лазерным лучом, бориды хрома разрушаются, количество  $\gamma$ -Fe и комплекса V, Cr, V<sub>4</sub>C карбидов возрастает, и тантал частично появляется в свободном состоянии.

Лазерное легирование MoV влияет на фазовый состав покрытия следующим образом (рис. 6).

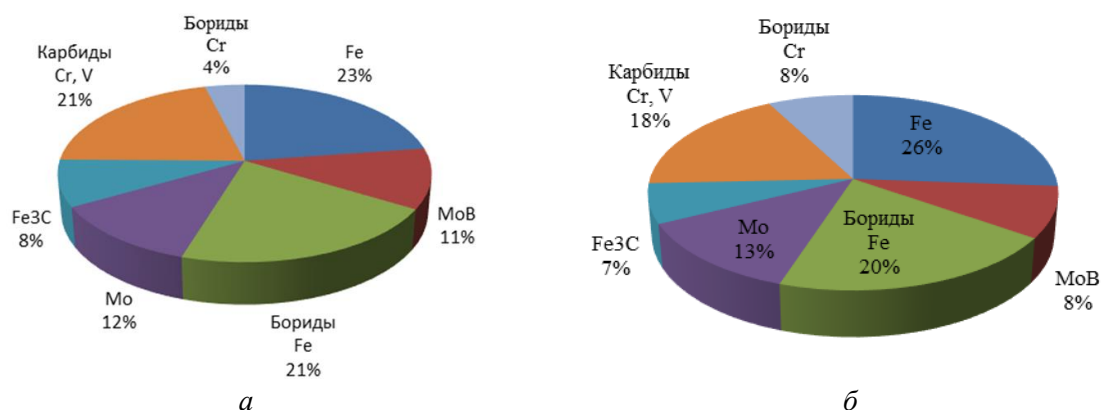


Рис. 6. Фазовый состав покрытия, армированного частицами MoV в зависимости от условий лазерного переплава:

*а* – минимальные значения параметров; *б* – максимальные значения параметров

Присутствие боридов молибдена делает покрытие более чувствительным к особенностям лазерного оплавления. Во время нагрева лазерным лучом, происходит изменение условия теплообмена, и протекают химические реакции, которые приводят к увеличению количества железа и боридов хрома, и молибден переходит в свободное состояние.

Легирование  $V_4C$  приводит к следующему изменению фазового состава получаемых покрытий (рис. 7).

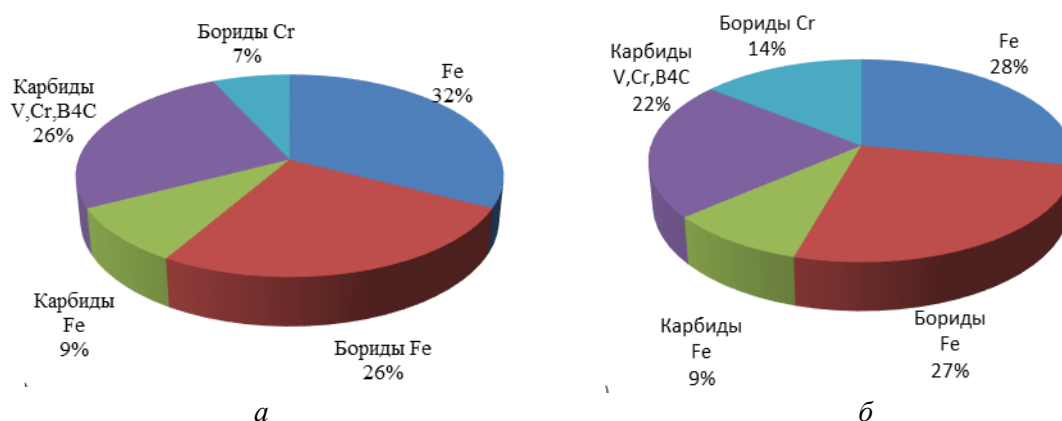


Рис. 7. Фазовый состав покрытия армированного частицами  $V_4C$  в зависимости от условия лазерного переплава:

а – минимальные значения параметров; б – максимальные значения параметров.

Как видно из рис. 7 лазерное легирование  $V_4C$  приводит к изменению фазового состава покрытий. При легировании  $V_4C$  количество пластичной составляющей, состоящей из  $\alpha$  и  $\gamma$  железа уменьшилось с 36–40 % в покрытиях без модифицирования, до 28–32 % в легированных.

Лазерное легирование влияет положительно на процентное содержание упрочняющей фазы повышая концентрацию: боридов железа с 10–11 % до 26–27 %; карбидов железа с 5 до 9 % боридов хрома 9–10 % до 7–14 %.

Это говорит о том, что упрочнение происходит за счет сочетания легированности матрицы и количества упрочняющей фазы.

#### **Выводы.**

1. Лазерное легирование оказывает существенное влияние на уменьшение коэффициента трения. Трение без смазочного материала при удельной нагрузке 500 Н приводит к следующим результатам: наименьший коэффициент трения был отмечен у покрытий после лазерного легирования TaV. Наибольший 0,47 получен у покрытий без легирования, оплавленных лазером и горелкой. При нагрузке в 1000 Н наименьший коэффициент трения 0,39 был отмечен у покрытий, легированных TaV, наибольший у покрытий без легирования, оплавленных лазером и горелкой. Из этого следует, что покрытия после лазерного легирования TaV могут работать в качестве твердой смазки.

2. Смазка уменьшает коэффициент трения в 3,6–4 раза. На него также оказывает влияние лазерное легирование. При нагрузке 1000 Н наименьший коэффициент трения 0,1 отмечен у покрытий, легированных MoV. Наибольший коэффициент трения у покрытий без легирования, оплавленных лазером и горелкой.

3. Газотермические покрытия на стадии оплавления, легированные TaV, MoV и  $V_4C$  могут быть рекомендованы для сухого трения и трения со смазкой.

4. При лазерном переплаве наличие частиц MoV и TaV,  $V_4C$  приводит к дополнительным химическим реакциям и фазовым изменениям в композиции покрытий.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Yilbas B. S., Patel F., Karatas C. (2013): Laser controlled melting of HSLA steel surface with presence of  $V_4C$  particles. – Appl. Surf. Sci. – vol. 282, pp. 601–606.

2. Dobrzanski L. A., Bonek M., Hajduczek E. and Klimpel A. (2005): Alloying the X40CrMoV5-1 steel surface layer with tungsten carbide by the use of a high power diode laser. – Appl. Surf. Sci. - vol. 247, No. 1 – 4, pp. 328 – 332.

3. Кардаполова, М. А. Оптимизация трибологических характеристик покрытий на железной основе после лазерного модифицирования / М. А. Кардаполова, О. В. Дьяченко, Е.Э Фельдштейн // Машиностроение и техносфера XXI века: XIII Междунар. науч.-техн. конф. – Донецк, 2006. – т. 2 – С. 104–107.

4. Дьяченко О. В., Кардаполова М. А., Серякова О. В. К определению влияния варьирования режимов лазерной обработки на трибологические характеристики режущего инструмента./ Дьяченко О. В., Кардаполова М. А., Серякова О.В/ Наука и техника. 2016;15(5):415–419.

5. Трение, изнашивание и смазка. Справочник В 2 кн. Кн. 2. Под ред. И. В. Крагельского и В. В. Алисина. – М. Машиностроение. – 1979. – 358 с.

6. А. Ф. Аксенов Трение и изнашивание металлов в углеводородных жидкостях. М.: Машиностроение, – 1977. – 152 с.

7. Особенности влияния лазерной обработки на свойства композиционных покрытий системы Fe–Cr–B–Si / М. А. Кардаполова М. А., О. В. Дьяченко, Ю. О. Девойно, А. Г. Василенко // Машиностроение и техносфера XXI века: сб. тр. Междунар. науч.-техн. конф. – Севастополь – Донецк. – 2005. – Т. 2 – С. 63–66.

8. E. Feldshtein, M. A. Kardapolova, O. Dyachenko, Int. J. Surf. Sci. Eng. 9 (5) (2015) 395–406.

*Поступила 02.12.2021*

**УДК 621.78; 621.179.2**

**Кане М. М., Крайко С. Э., Раманович А. А.**

## **ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ЛАЗЕРНОГО УПРОЧНЕНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВЫРУБНЫХ ШТАМПОВ**

*Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*В статье показана актуальность лазерного упрочнения рабочих поверхностей вырубных штампов и исследований технологических возможностей указанного процесса для различных условий его реализации и характеристик упрочненных поверхностей. К матрицам и пуансонам вырубных штампов помимо требований к их прочности на изгиб, на разрыв и на срез предъявляются требования износостойкости, твердости поверхностей рабочих элементов штампов, при лазерном упрочнении и уменьшением шероховатости поверхностей. Приведены результаты экспериментальных исследований влияния плотности энергии лазерного излучения  $q$ , Дж/мм<sup>2</sup>, толщины  $t$ , мкм светопоглощающего покрытия, наносимого на упрочняемые поверхности перед их лазерным упрочнением, и коэффициента перекрытия  $K_{пер}$  лазерных дорожек, на параметр шероховатости  $R_a$ , мкм упрочненной поверхности.*

**Состояние вопроса, задачи исследования.** Стоимость инструментальной оснастки составляет до 20 % от себестоимости продукции штамповки. Причем выход из строя инструментальной оснастки при штамповке из-за ее износа достигает 20 % [1].

Вырубные штампы широко используются при изготовлении различных изделий машино- и приборостроения из листового материала. В общем количестве штамповой оснастки доля вырубных и пробивных штампов составляет 70–90 %. При этом на долю стальных штампов в различных отраслях промышленности (в отличие от твердосплавных) приходится 90–95 %. Например, в ЗАО «АТЛАНТ», г. Минск при изготовлении холодильников используются около 100 наименований вырубных штампов. При средней

стоимости таких штампов около 60 тыс. бел. руб., средней стойкости штампа до переточки 20 тыс. деталей, общего числа переточек штампа – 10, годовой программе выпуска деталей каждого наименования около 600 тыс. штук – годовые расходы на данную оснастку для предприятия составляют около 1,8 млн. бел. руб. Как показывают результаты выполненных ранее исследований [2; 3; 4], современные методы упрочнения инструментальных сталей позволяют увеличить стойкость инструмента от 3 до 7 раз. При увеличении стойкости штампов в 3 раза ЗАО «АТЛАНТ» может получить экономию расходов на их изготовление около 0,6 млн. бел. руб. в год.

Существует много методов поверхностного упрочнения деталей машин. Преимуществами лазерного упрочнения являются отсутствие деформаций поверхности и необходимости ее последующей обработки, минимальные расход энергии, себестоимость процесса упрочнения и воздействие его на окружающую среду. Этим объясняется большое внимание исследователей и работников промышленности к изучению и применению лазерного упрочнения деталей машин.

Особенностями выполненных исследований лазерного упрочнения штамповой оснастки является их ориентация на прочностные свойства упрочненных поверхностей. Недостаточно изучено влияние на характеристики упрочненных поверхностей таких условий лазерного упрочнения как отражательная способность упрочняемой поверхности и степень перекрытия лазерных дорожек при многопроходном упрочнении поверхности.

С учетом сказанного были поставлены следующие задачи исследования.

1. Разработать методику и выбрать условия экспериментального исследования влияния плотности энергии лазерного излучения  $q$ , Дж/мм<sup>2</sup>, толщины  $t$ , мкм светопоглощающего покрытия, наносимого на упрочняемые поверхности перед их лазерным упрочнением, и коэффициента перекрытия  $K_{пер}$  лазерных дорожек, наносимых на упрочняемую поверхность, на параметр шероховатости  $R_a$ , мкм упрочненной поверхности.

2. Установить характер влияния выбранных факторов на параметр  $R_a$  упрочненных образцов из штамповой стали.

3. Установить возможность моделирования зависимости  $R_a = f(q, t, K_{пер})$  статистическими методами.

4. Разработать предварительные рекомендации по выбору указанных условий лазерного упрочнения штамповых сталей для минимизации значений  $R_a$ .

**Методика исследования, применяемые материалы и оборудование.** Рабочие детали штампов (пуансоны и матрицы) подвергаются ударной нагрузке и износу. Поэтому к материалу пуансонов и матриц предъявляются требования высокой твердости и износостойкости поверхности при вязкости сердцевины.

Для изготовления рабочих частей штампов для холодной листовой штамповки применяют углеродистые инструментальные стали небольшой прокаливаемости У18А, У10А, У8, У10; легированные стали повышенной прокаливаемости ШХ15, Х09, 9Х, 9ХС, ХВГ, 9ХВГ и др.; высокохромистые стали с высокими значениями прокаливаемости и износостойкости, мало деформируемые при закалке Х12Ф1, Х12Ф, Х12М, ХГЗСВФ и др.; легированные стали повышенной вязкости (при твердости 56–58 HRC) 4ХС, 6ХС, 5ХВГ и др.

Сталь Х12М имеет несколько более высокую твердость после закалки (58–60 HRC), большую износостойкость и широко используется для изготовления рабочих частей вырубных штампов [1]. Поэтому она была выбрана в данной работе для исследования.

Для лазерного упрочнения поверхностей металлических изделий используют технологические лазеры импульсного и непрерывного действия. Как показывает опыт исследований и практического применения технологий лазерного упрочнения металлических деталей [2; 3; 4], импульсные лазеры позволяют повысить точность расположения зон лазерной термообработки (ЛТО) на упрочняемой поверхности; получить строку на упрочняемой поверхности из зон ЛТО, отстоящих на некотором расстоянии друг от



друга; увеличить степень поглощения лазерного излучения упрочняемой поверхностью за счет уменьшения длины волны излучаемого потока энергии; уменьшить объем металла, испаренного под действием лазерного излучения. Первая из перечисленных особенностей применения лазеров импульсного действия особенно важна при упрочнении режущего и штампового инструмента, где необходимо упрочнить ограниченные области режущих кромок инструмента. Вторая особенность позволяет уменьшить износ упрочняемой поверхности в 2–3 раза за счет наличия неупрочненных зон между упрочненными участками поверхности [3]. Третья особенность связана с тем, что импульсные, особенно твердотельные (ТТ) лазеры, работают с меньшей длиной волны, чем лазеры непрерывного действия. Если ТТ импульсные лазеры работают в области видимого диапазона светового спектра (длина волны  $\lambda = 0,38 \dots 0,76$  мкм), то газовые лазеры непрерывного действия излучают в основном в инфракрасном диапазоне с длиной волны  $\lambda = 9,4 \dots 10,6$  мкм. Доказано, что поглощательная способность упрочняемой поверхности увеличивается с уменьшением длины волны лазерного излучения. При лазерном упрочнении металлов рекомендуется работать с излучением в видимой области спектра. Современные лазеры излучают с длиной волны менее 0,1 мкм. Это позволяет отказаться от светопоглощающего покрытия, повысить КПД и эффективность лазерного упрочнения. Четвертая особенность лазеров с импульсным излучением связана с тем, что с уменьшением длительности импульса излучения уменьшается масса испаряемого металла под действием одного импульса. Как правило, твердотельные импульсные лазеры работают с продолжительностью импульса  $\tau = 10^{-2} \dots 10^{-12}$  с. Но существуют методы, позволяющие уменьшить  $\tau$  до  $10^{-18}$  с. Это значительно меньше, чем у лазеров непрерывного действия. Эта особенность ТТ лазеров импульсного действия позволяет существенно увеличить их КПД ( $> 20\%$ ) [3].

С учетом сказанного для выполнения исследования был выбран твердотельный лазер импульсного действия «Квант-18М», имеющий плотность энергии  $q$  в пределах от 5 Дж/мм<sup>2</sup> (начало эффекта закалки упрочняемой поверхности) до 25 Дж/мм<sup>2</sup> (начало оплавления поверхности). Испытания проводились при значениях  $q = 10 \dots 13$  Дж/мм<sup>2</sup>, исключая оплавление упрочняемой поверхности.

Поскольку ширина рабочих поверхностей вырубных штампов составляет 10–200 мм, а диаметр лазерного луча обычно составляет 2–5 мм, было принято решение производить лазерное упрочнение строчками с коэффициентом перекрытия  $K_{пер.} = 0,1 \dots 1$ . Коэффициент перекрытия  $K_{пер.} = S/D$ , где  $S$  – шаг строчек упрочнения,  $D$  – диаметр лазерного луча. В выполненных исследованиях  $D = 2$  мм.

Шлифованные металлические поверхности отражают до 90 % лазерного излучения. Снижение отражающей способности поверхности и, следовательно, повышение эффективности лазерного упрочнения обеспечивается увеличением шероховатости поверхности или нанесением светопоглощающих покрытий. Первый путь для нас был неприемлем, т. к. для повышения износостойкости рабочих поверхностей штампов их шероховатость должна быть не менее 0,8 мкм [1]. В качестве светопоглощающих покрытий обычно используют сульфидные ( $Fe_2S_3$ ), оксидные, фосфатные ( $Mg_3(PO_4)_2$ ,  $Zn_3(PO_4)_2$ ) неметаллические пленки. В нашем исследовании для увеличения светопоглощения на поверхности образцов наносился слой краски различной толщины ( $t = 5 \dots 15$  мкм) с наполнителем из оксидов металлов. Толщина покрытия измерялась прибором В7-517.

Лазерная термообработка поверхностей может производиться с оплавлением и без оплавления поверхностного слоя. В работе [2] показано, что лазерную обработку закаленных быстрорежущих и высокохромистых штамповых сталей следует проводить без оплавления, но при нагреве поверхности до температуры, близкой к температуре плавления металла. Это позволит обеспечить рост микротвердости и улучшение структуры поверхностного слоя. Отсутствие оплавления поверхности необходимо также для сохранения или снижения ее шероховатости, т. к. лазерная ТО при упрочнении инструментов

и штампов является финишной операцией их обработки. Поэтому мы проводили лазерное упрочнение образцов без оплавления их поверхностей. Управление режимом оплавления упрочняемых поверхностей в выполненных нами исследованиях производилось путем регулирования плотности энергии  $q$  лазерного излучения. В проведенных опытах  $q$  изменялась от 10 до 13 Дж/мм<sup>2</sup>.

В выполненном исследовании была принята скорость линейного перемещения лазерного луча 50 мм/с.

**Обработка результатов экспериментальных исследований.** Для повышения эффективности экспериментального исследования влияния условий лазерной термообработки стали X12M (изучалось влияние  $q$ ,  $t$  и  $K_{пер.}$ ) на параметр  $R_a$  упрочненной поверхности нами была использована методика полного факторного эксперимента. Для получения возможности более объективной оценки характера парных взаимосвязей указанных факторов с параметром  $R_a$  по графикам, построенным не по 2-м, а по 3-м точкам, в стандартную матрицу планирования эксперимента для 3-х факторов были добавлены опыты в центре плана для каждого фактора. При этом значения остальных факторов принимались на верхнем уровне. Было принято однократное дублирование всех опытов. Принятая матрица планирования эксперимента приведена в табл. 1.

Таблица 1 – Матрица планирования эксперимента

№ опыта	$q$ ( $x_1$ )	$t$ ( $x_2$ )	$K_{пер.}$ ( $x_3$ )	$R_{a1}$ ( $y_1$ )	$R_{a2}$ ( $y_2$ )	$R_{a\text{ ср}}$ ( $y_{ср}$ )
1	–	–	–	$y_{11}$	$y_{21}$	$y_{1ср}$
2	+	–	–	$y_{12}$	$y_{22}$	$y_{2ср}$
3	–	+	–	$y_{13}$	$y_{23}$	$y_{3ср}$
4	+	+	–	$y_{14}$	$y_{24}$	$y_{4ср}$
5	–	–	+	$y_{15}$	$y_{25}$	$y_{5ср}$
6	+	–	+	$y_{16}$	$y_{26}$	$y_{6ср}$
7	–	+	+	$y_{17}$	$y_{27}$	$y_{7ср}$
8	+	+	+	$y_{18}$	$y_{28}$	$y_{8ср}$
9	0	+	+	$y_{19}$	$y_{29}$	$y_{9ср}$
10	+	0	+	$y_{110}$	$y_{210}$	$y_{10ср}$
11	+	+	0	$y_{111}$	$y_{211}$	$y_{11ср}$

Примечание. Индекс «ср» приведен для средних арифметических значений параметра  $R_a$  в 2-х параллельных опытах.

Максимальные (+) и минимальные (–) значения рассмотренных факторов, принятые в выполненных опытах, приведены в табл. 2

Таблица 2 – Исходные данные для планирования эксперимента.

Входные параметры	$q$	$t$	$K_{пер.}$
Размерность	Дж/мм <sup>2</sup>	мкм	
Кодовое значение	$x_1$	$x_2$	$x_3$
$x_{max}$	13	15	1
$x_{min}$	10	5	0,1
$x_{осн}$	11,5	10	0,55
$\Delta x$	1,5	5	0,45

В качестве математической модели рассматриваемых зависимостей с учетом ранее выполненных исследований в данной области [2; 5; 6] и ожидаемых линейных зависимостей между изучаемыми факторами нами был принят полином первой степени с учетом эффектов парных взаимодействий изучаемых факторов. Как показывает опыт применения методов планирования экспериментов в технологических задачах, такая модель позволяет более точно описать изучаемые процессы.

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{23}x_2x_3. \quad (1)$$

Здесь  $y$ -значение  $R_a$ ;  $x_1, x_2, x_3$  – значения соответственно  $q, t, K_{пер}$  в относительных единицах ( $\pm 1$ ).

Расчет коэффициентов указанной зависимости был выполнен по известным зависимостям [7]. Оценка достоверности указанных коэффициентов регрессии производилась с помощью  $t$ -критерия Стьюдента, адекватность найденных зависимостей – с помощью  $F$ -критерия Фишера [7].

**Результаты исследования, их анализ.** В табл. 3 приведены основные результаты, а на рис. 1–3 – их графическое представление.

Таблица 3 – Основные результаты эксперимента

№ опыта	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$y_1$	$y_2$	$y_{ср}$
1	–	–	–	0,378	0,363	0,371
2	+	–	–	1,34	1,41	1,375
3	–	+	–	0,836	0,897	0,867
4	+	+	–	1,10	1,03	1,065
5	–	–	+	2,10	2,27	2,185
6	+	–	+	0,591	0,537	0,567
7	–	+	+	0,221	0,241	0,231
8	+	+	+	2,09	1,91	2
9	0	+	+	0,801	0,756	0,778
10	+	0	+	0,724	0,762	0,743
11	+	+	0	0,33	0,37	0,35

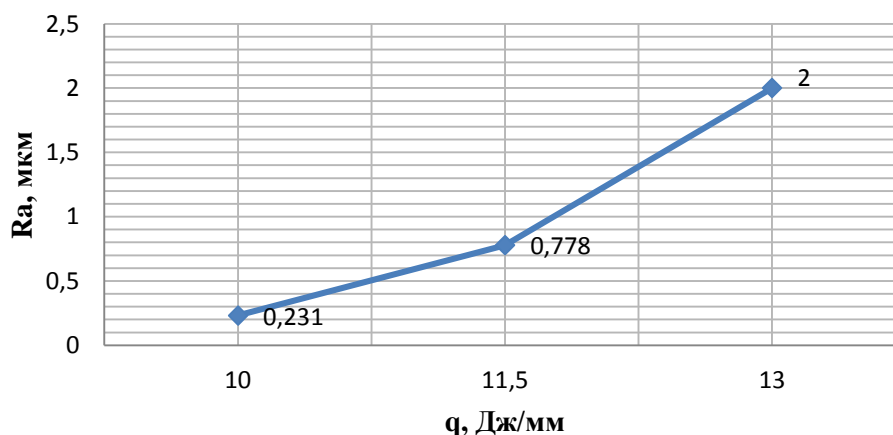


Рис. 1. График зависимости  $R_a = f(q)$

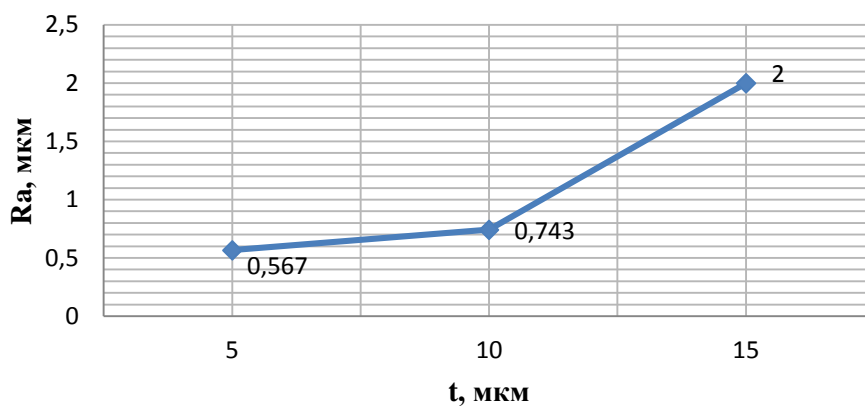


Рис. 2. График зависимости  $R_a = f(t)$

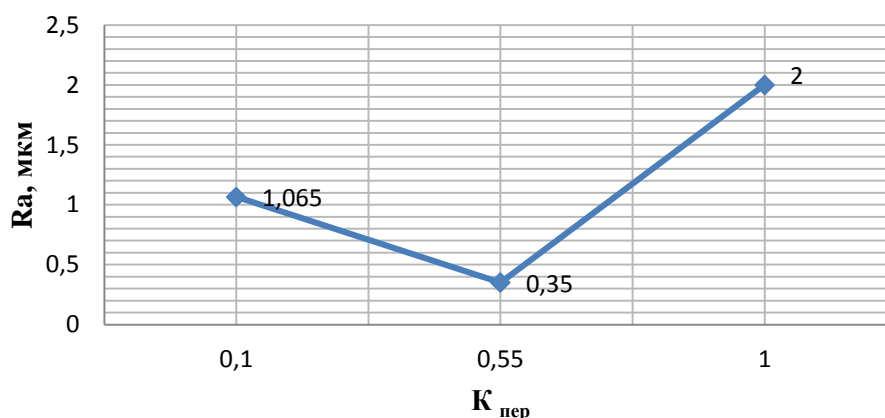


Рис. 3. График зависимости  $R_a = f(K_{пер.})$

Как видно из приведенных данных, с увеличением значений рассмотренных характеристик лазерной ТО  $q$ ,  $t$  и  $K_{пер.}$  имеет место рост значений  $R_a$ . Это объясняется увеличением количества энергии (теплоты), передаваемой лазерным лучом упрочняемой поверхности с увеличением плотности энергии луча, с уменьшением отражающей способности светопоглощающего покрытия при увеличении его толщины, с уменьшением степени отпуска упрочняемой поверхности при увеличении коэффициента перекрытия дорожек лазерного нагрева поверхности.

Для лазерной термообработки (ТО) характерны высокая скорость нагрева  $10^5$ – $10^6$  град/с и малое время воздействия лазерного луча на поверхность (до 0,1 с). Этим объясняется практическое отсутствие деформации упрочняемой детали после лазерной ТО, что позволяет использовать ее для финишной обработки изделий. Однако, как показывают наши результаты, теплофизические процессы, происходящие при лазерной ТО, вызывают некоторые изменения высотных характеристик микронеровностей упрочняемых поверхностей металлических изделий даже при отсутствии их оплавления.

Как видно из рис. 1–3, зависимости  $R_a$  от  $q$  и  $t$  близки к линейной. Зависимость  $R_a$  от  $K_{пер.}$  ближе к параболе второго порядка, однако, и для нее характерна тенденция увеличения  $R_a$  с ростом  $K_{пер.}$ , особенно для значений  $K_{пер.} > 0,55$ .

В табл. 4 приведены значения коэффициентов уравнения (1) и  $t$ -критериев Стьюдента для оценки их достоверности, полученные при обработке результатов выполненного эксперимента.

Таблица 4 – Результаты расчетов коэффициентов уравнения (1) и t-критериев оценки их достоверности

Обозначения коэффициентов	Значения коэффициентов	Обозначения t-критериев	Значения t-критериев
$b_0$	1,083	–	–
$b_1$	0,169	$t_1$	9,66
$b_2$	–0,042	$t_2$	2,39
$b_3$	0,163	$t_3$	9,32
$b_{12}$	0,323	$t_{12}$	18,43
$b_{13}$	–0,131	$t_{13}$	7,5
$b_{23}$	–0,088	$t_{23}$	3,4

Критическим значением t-критерия для условий данного эксперимента является  $t_{\alpha,f} = t_{0,05,16} = 1,75$  (здесь  $\alpha$  – принятый уровень значимости;  $f$  – число степеней свободы,  $f = nN = 2 \cdot 8 = 16$ ;  $n$  – число параллельных опытов;  $N$  – число опытов по схеме полного факторного эксперимента (ПФЭ)). Т. к. для всех коэффициентов уравнения (1) выполняется условие  $t > t_{кр}$ , значения и знаки этих коэффициентов являются достоверными.

Для оценки адекватности полученной зависимости (1) экспериментальным данным было рассчитано значение F-критерия Фишера [7]. Его величина оказалось равной  $F_p = 3,21$ . Критическое значение F-критерия для условий эксперимента равно  $F_{кр} = F_{\alpha,f_1,f_2} = F_{0,05,1,8} = 5,3$  (здесь  $\alpha$  – принятый уровень значимости,  $f_1 = N - q = 8 - 7 = 1$ ,  $f_2 = N = 8$ ,  $N$  – число опытов по схеме ПФЭ,  $q$  – число коэффициентов уравнения регрессии). Т. к. условие  $F_p < F_{кр}$  ( $3,21 < 5,3$ ) соблюдено, полученная зависимость (1) адекватна экспериментальным данным.

Расчет коэффициентов уравнения (1) для натуральных значений исследованных факторов  $q$ ,  $t$ ,  $K_{пер}$  выполнен по методике, приведенной в [7]. Была получена следующая зависимость:

$$R_a = 5,25 - 0,437q - 0,482t - 1,47K_{пер} + 0,044qt + 0,195qK_{пер} - 0,04tK_{пер}. \quad (2)$$

Зависимость (2) может быть использована для моделирования и оптимизации изучаемого процесса лазерной ТО штамповых сталей.

### Выводы.

1. Установлена зависимость параметра шероховатости  $R_a$  упрочненной лазером поверхности образцов из штамповой стали от исследуемых факторов (удельной энергии лазерного луча  $q$  (Дж/мм<sup>2</sup>), толщины светопоглощающего покрытия упрочняемой поверхности  $t$  (мкм), степени перекрытия  $K_{пер}$  лазерных дорожек при упрочнении поверхности), предложена ее физическая интерпретация ( $F_p < F_{кр}$  ( $3,21 < 5,3$ )).

2. Получена математическая модель указанных взаимосвязей  $R_a = f(q, t, K_{пер})$  и показана достоверность коэффициентов регрессии, входящих в указанную модель.

3. На основании графических представлений парных взаимосвязей  $R_a$  с рассмотренными факторами получены рекомендации по назначению условий лазерного упрочнения, обеспечивающих требуемое значение параметров шероховатости  $R_a$ . Рекомендуются следующие условия лазерного упрочнения:  $q = 10 \dots 11,5$  Дж/мм<sup>2</sup>,  $t = 5 \dots 10$  мкм,  $K_{пер} = 0,3 \dots 0,7$ . Эти условия выбраны с учетом имеющихся рекомендаций по требованиям к шероховатости рабочих поверхностей вырубных штампов в пределах  $R_a = 0,4 \dots 0,8$  мкм [1; 5].

## ЛИТЕРАТУРА

1. Обработка металлов давлением в машиностроении /П. И. Полухин [и др.]. – М. Машиностроение, 1983. – 273 с.
2. Астапчик С. А. Лазерные технологии в машиностроении и металлообработке/ С. А. Астапчик, В. С. Голубев, А. Г. Маклаков. – Минск, Белорус. Наука, 2008. – 251 с.
3. Коваленко, В. С. Лазерная технология. – Киев: Высш. шк., 1989. – 280 с.
4. Лазерная техника и технология. В 7 кн. Кн.6. Основы лазерного упрочнения сплавов/ Под ред. А. Г. Григорьянца. – М.: Высш. шк., 1988. – 159 с.
5. Лисовский, А. Л. Лазерное упрочнение штампового инструмента/А. Л. Лисовский, И. В. Плетнёв. – Могилёв // Вестник Белорусско-Российского университета, 2008, №3 (20). – С. 90–94.
6. Голубев, В. С. Лазерная поверхностная обработка материалов и пути повышения ее эффективности / В. С. Голубев, В. И. Гуринович И. А. Романчук. – Минск //Вестник Физико-Технического института НАНБ. – №5. – 2017.
7. Кане М.М Основы исследований, изобретательства и инновационной деятельности в машиностроении: учебник / М. М. Кане. – Минск, Высшэйшая школа, 2018. – 366 с.

Поступила 05.01.2022

УДК 621.762:621.921

Сенють В. Т., Парницкий А. М., Валькович И. В., Жорник В. И.

### ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ СВЕРХТВЕРДОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ КУБИЧЕСКОГО BN, СИНТЕЗИРОВАННОГО ИЗ ВЮРЦИТНОГО BN С ДОБАВКАМИ АЛЮМИНИЯ

*Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси,  
Минск, Беларусь*

*Разработана математическая модель технологического процесса синтеза в условиях высоких давлений и температур поликристаллического сверхтвердого материала на основе кубического нитрида бора (сBN). Сверхтвердый материал получен на основе порошка вюрцитного BN (wBN), модифицированного алюминием, являющимся инициатором процесса фазового превращения wBN→сBN. В результате моделирования рассчитаны граничные P, T-параметры синтеза сверхтвердого материала и необходимое количество добавки алюминия. Установлено, что синтез материала с твердостью на уровне 28–30 ГПа необходимо осуществлять в диапазоне давлений 5–7 ГПа при температурах 2100–2250 °С, а содержание добавки алюминия должно составлять 7,5–10,0 мас. %.*

**Введение.** Синтез поликристаллических сверхтвердых материалов (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (сBN) с заданными структурно-фазовым составом и физико-механическими характеристиками является важной задачей инструментального производства. Известно, что ПСТМ из кубического BN, как правило, получают либо спеканием порошков сBN и композиций на их основе, либо за счет фазового превращения графитоподобного/вюрцитного BN в условиях высоких давлений и температур [1].

Поликристаллические сверхтвердые материалы на основе вюрцитного нитрида бора (wBN), известные под марками «гексанит-Р» (композит-10), ПТНБ (композит-09), «вюрцин», «вюрбон» и др., получают методом горячего прессования порошка wBN в условиях высоких давлений и температур, при которых происходит частичное или полное превращение wBN в кубический нитрид бора (сBN). Отличительной особенностью ПСТМ на основе wBN является их мелкозернистая (нанодисперсная) структура, дающая возможность эксплуатировать данный материал при значительных ударных нагрузках [2].

Физико-механические свойства поликристаллов на основе сBN, полученные из wBN, зависят от структуры материала, которая, в свою очередь, в значительной степени определяется механизмами фазового превращения wBN→сBN, зависящими от параметров термобарической обработки [3]. На режимы фазового превращения может влиять и использование добавок. Известно, что применение добавок сBN, В, TiB<sub>2</sub> может способствовать как незначительному снижению температуры превращения wBN в сBN при заданном давлении, так и приводить к повышению давления и температуры превращения вюрцитного VN в кубический VN [4].

Повысить эффективность превращения wBN в кубическую модификацию VN в процессе спекания под давлением wBN позволяет прокатка исходных порошков wBN [5], введение в реакционную шихту ультрадисперсных (наноструктурных) порошков алмаза [6], а также механоактивация wBN, в т. ч. с наноалмазами [7].

В [8; 9] было показано, что предварительное химико-термическое модифицирование порошков графитоподобного или вюрцитного VN алюминием способствует более значительному снижению параметров фазового превращения указанных фаз в сBN и формированию поликристаллического материала на его основе с высоким уровнем микротвердости и трещиностойкости.

Поскольку сверхтвердые материалы на основе сBN получают с использованием дорогостоящей оснастки при экстремально высоких давлениях и температурах, задача определения оптимальных параметров синтеза таких ПСТМ, обеспечивающих их минимальную себестоимость при заданном уровне эксплуатационных показателей материала, представляется актуальной.

Цель данной работы – разработка экспериментально-статистической модели получения ПСТМ на основе кубического VN из вюрцитного VN, модифицированного алюминием, в условиях высоких давлений и температур.

**Методики и исходные материалы.** В качестве исходного материала для синтеза ПСТМ применяли наноструктурный порошок wBN динамического синтеза производства ПАО «Запорожский абразивный комбинат» (Украина) с размером зерен 0,1–0,3 мкм. Общее содержание VN в исходном порошке составляет 98,0–98,9 % при содержании фазы wBN в диапазоне 95,5–96,1 %.

Далее на порошок wBN химико-термическим способом наносили инициатор фазового превращения, в качестве которого был выбран алюминий (Al). Для этого к навеске порошка wBN добавляли порошок алюминиевой пудры (ГОСТ 5494-95) в пределах концентраций 5–10 мас. %, перемешивали и осуществляли отжиг смеси в герметичном контейнере в парах галогенидов алюминия при температуре 900 °С в течение 1,5–3,0 ч.

Обработку wBN после модифицирования в условиях высоких давлений и температур проводили в аппарате высокого давления (АВД) типа «наковальня с лункой» при давлениях 4–7 ГПа и температурах до 2200 °С. В качестве среды, передающей давление, служил контейнер из литографского камня, внутри которого помещался трубчатый графитовый нагреватель с исследуемым материалом.

Микротвердость по Виккерсу и трещиностойкость исследуемых образцов измерялись на микротвердомере ПМТ-3. Измерения микротвердости осуществлялись по ГОСТ 9450–76 и нагрузкой 50–200 г. Погрешность измерений составляла ± 5 %. Определение коэффициента трещиностойкости или вязкости разрушения K<sub>1с</sub> спеченных композитов выполнены при нагрузке 200 г.

**Результаты и их обсуждение.** Математическую модель уравнения отклика от независимых переменных с учетом эффектов их взаимодействий и ошибки эксперимента представляем в виде полинома второй степени:

$$y = b_0 + \sum_{1 \leq i \leq k} b_i x_i + \sum_{1 \leq i \leq l \leq k} b_{il} x_i x_l + \sum_{1 \leq i \leq k} b_{ii} x_i^2,$$



где  $y$  – параметр оптимизации;

$k$  – число факторов;

$i, l$  – номера факторов,  $i \neq l$ ;

$x_i, x_l$  – варьируемые факторы;

$b_0, b_i, b_{il}, b_{ii}$  – коэффициенты регрессии, описывающие направление и степень влияния каждого из факторов на параметр оптимизации.

Для получения модели процесса получения ПСТМ в виде полинома второй степени реализован некомпозиционный план второго порядка. Использование некомпозиционных планов, предусматривающих всего три уровня варьирования факторов (+1, 0, -1), упрощает и удешевляет проведение эксперимента. Некомпозиционные планы характеризуются наличием в строках матрицы планирования большого числа нулей, в результате чего существенно упрощается вычисление коэффициентов модели [10; 11].

На основе априорной информации были выбраны уровни и интервалы варьирования факторов (табл. 1)

Таблица 1 – Уровни и интервалы варьирования факторов

Факторы (параметры)	Кодовое обозначение	Интервалы варьирования	Уровни факторов		
			основной 0	верхний +1	нижний -1
Температура спекания $T$ , °C	$x_1$	250	2000	2250	1750
Давление, Р ГПа	$x_2$	1,5	5,5	7,0	4,0
Количество добавки порошка алюминия $C_{Al}$ , мас. %	$x_3$	2,5	7,5	10	5

Матрица некомпозиционного плана второго порядка для трех факторов представлена в табл. 2.

В соответствии с условиями опытов (табл. 2) проводили термобарическое спекание модифицированного wBN и измеряли значения твердости. Значения  $Y_{HV}$ , указанные в табл. 2, получены как средние из 3 измерений.

Таблица 2 – Матрица планирования и результаты опытов

Номер опыта	$x_0$	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_1x_2$	$x_1x_3$	$x_2x_3$	$x_1^2$	$x_2^2$	$x_3^2$	$Y_{HV}$ , ГПа
1	+	+	+	0	+	0	0	+	+	0	39,6
2	+	+	-	0	-	0	0	+	+	0	4,8
3	+	-	+	0	-	0	0	+	+	0	26,0
4	+	-	-	0	+	0	0	+	+	0	7,5
5	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	25,1
6	+	+	0	+	0	+	0	+	0	+	36,0
7	+	+	0	-	0	-	0	+	0	+	33,1
8	+	-	0	+	0	-	0	+	0	+	29,3
9	+	-	0	-	0	+	0	+	0	+	24,5
10	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	28,2
11	+	0	+	+	0	0	+	0	+	+	34,0
12	+	0	+	-	0	0	-	0	+	+	30,0
13	+	0	-	+	0	0	-	0	+	+	5,4
14	+	0	-	-	0	0	+	0	+	+	5,2
15	+	0	0	0	0	0	0	0	0	0	25,5

По данным опытов, проведенных согласно матрице планирования, получена модель, характеризующая зависимость  $Y_{HV}$  от исследуемых факторов процесса, представляющая полином второй степени:

$$Y_{HNV} = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{23}x_2x_3 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 + b_{33}x_3^2. \quad (1)$$

Коэффициенты модели вычисляли по приведенным в [10] формулам.

$$b_0 = \frac{1}{3} \sum_{u=1}^3 y_{0u}; \quad b_i = \frac{1}{8} \sum_{j=1}^{15} x_{ij} y_j; \quad b_{il} = \frac{1}{4} \sum_{j=1}^{15} x_{ij} x_{lj} y_j;$$

$$b_{ii} = \frac{1}{4} \sum_{j=1}^{15} x_{ij}^2 y_j - \frac{1}{16} \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^{15} x_{ij}^2 y_j - \frac{1}{6} \sum_{u=1}^3 y_{0u}.$$

После вычислений получены следующие значения коэффициентов уравнения регрессии (с округлением до 3-х знаков после запятой):

$$b_0 = 26,27; \quad b_1 = 3,28; \quad b_2 = 13,34; \quad b_3 = 1,49; \quad b_{12} = 4,08; \quad b_{13} = -0,48; \quad b_{23} = 0,95; \quad b_{11} = 2,64;$$

$$b_{22} = -9,43; \quad b_{33} = 1,82.$$

Дисперсию  $s^2\{Y_{HNV}\}$  параметра оптимизации определяли по результатам опытов в центре плана (табл. 2, опыты 5; 10; 15). Для вычисления дисперсии  $s^2\{Y_{HNV}\}$  составлена вспомогательная таблица (табл. 3).

Таблица 3 – Вспомогательная таблица для расчета  $s^2\{Y_{HNV}\}$

Номер опыта в центре плана	$Y_{HNV}$	$\overline{Y_{HNV}}$	$Y_{HNV} - \overline{Y_{HNV}}$	$(Y_{HNV} - \overline{Y_{HNV}})^2$
5	25,1	26,3	-1,2	1,36
10	28,2		1,9	3,74
15	25,5		-0,8	0,59
$s^2\{Y_{HNV}\} = \frac{s_E}{n_0 - 1} = \frac{5,69}{3 - 1} = 2,84$				$s_E = \sum (Y_{HNV} - \overline{Y_{HNV}})^2 = 5,69$

Дисперсии, характеризующие ошибки в определении коэффициентов уравнения регрессии, вычисляли по приведенным в [10] формулам при числе факторов  $k = 3$ . Получены следующие значения дисперсий:

$$s^2\{b_0\} = \frac{1}{3} s^2\{Y_{HNV}\} = 0,95; \quad s^2\{b_i\} = \frac{1}{8} s^2\{Y_{HNV}\} = 0,36; \quad s^2\{b_{il}\} = \frac{1}{4} s^2\{Y_{HNV}\} = 0,71;$$

$$s^2\{b_{ii}\} = \frac{13}{48} s^2\{Y_{HNV}\} = 0,77.$$

Для проверки значимости коэффициентов модели находим их доверительные интервалы. Доверительный интервал  $\Delta b_0$  коэффициента  $b_0$  находим по выражению

$$\Delta b_0 = \pm t_T s\{b_0\} = \pm 1,986,$$

где  $t_T$  – табличное значение критерия Стьюдента; при числе степеней свободы  $f$  равном 30 и 5 %-ном уровне значимости  $t_T = 2,04$ .

$$f = (n-1) \cdot N = (3-1) \cdot 15 = 30,$$

где  $N$  – число опытов в матрице планирования;

$n$  – число параллельных опытов.

Аналогично определяем доверительные интервалы коэффициентов  $b_i$ ,  $b_{ij}$ ,  $b_{ii}$

$$\Delta b_i = \pm t_{TS} \{b_i\} = \pm 1,216; \quad \Delta b_{ij} = \pm t_{TS} \{b_{ij}\} = \pm 1,720;$$

$$\Delta b_{ii} = \pm t_{TS} \{b_{ii}\} = \pm 1,790.$$

Коэффициент значим, если его абсолютная величина больше доверительного интервала. Коэффициенты  $b_{13}$  и  $b_{23}$  меньше доверительного интервала, поэтому их можно признать статистически незначимыми и исключить из уравнения регрессии. Тогда уравнение регрессии (1) получает вид:

$$Y_{HV} = 26,27 + 3,28x_1 + 13,34x_2 + 1,49x_3 + 4,08x_1x_2 + 2,64x_1^2 - 9,43x_2^2 + 1,82x_3^2. \quad (2)$$

Адекватность полученной модели проверяем по F-критерию Фишера. Для вычисления дисперсии  $s_{ad}^2$  адекватности находим сумму  $s_R$  квадратов отклонений расчетных значений  $\hat{Y}_{HV}$  от экспериментальных  $Y_{HV}$  во всех точках плана (табл. 2). Расчетные значения  $\hat{Y}_{HV}$  определяем по выражению (2),  $s_E = 5,69$  (см. табл. 3).

Таблица 4 – Вспомогательная таблица для вычисления  $s_R$

Номер опыта	$Y_{HV}$	$\hat{Y}_{HV}$	$Y_{HV} - \hat{Y}_{HV}$	$(Y_{HV} - \hat{Y}_{HV})^2$
1	39,6	40,2	-0,6	0,3
2	4,8	5,3	-0,5	0,3
3	26,0	25,5	0,5	0,3
4	7,5	6,9	0,6	0,3
5	25,1	26,3	-1,2	1,4
6	36,0	35,5	0,5	0,3
7	33,1	32,5	0,6	0,3
8	29,3	28,9	0,4	0,1
9	24,5	26,0	-1,5	2,1
10	28,2	26,3	1,9	3,7
11	34,0	33,5	0,5	0,3
12	30,0	30,5	-0,5	0,3
13	5,4	6,8	-1,4	2,0
14	5,2	3,8	1,4	1,9
15	25,5	26,3	-0,8	0,6
$s_R = \sum (Y_{HV} - \hat{Y}_{HV})^2 = 14,2$				

Находим дисперсию:

$$s_{ад}^2 = \frac{s_R - s_E}{N - k' - (n_0 - 1)} = \frac{14,2 - 5,69}{15 - 8 - (3 - 1)} = 1,69,$$

где  $N$  – общее количество опытов;

$k'$  – количество коэффициентов аппроксимирующего полинома (количество значимых факторов);

$n_0$  – количество опытов в центре плана.

Дисперсия  $s^2\{Y_{HV}\} = 2,84$  (см. табл. 3), поэтому расчетное значение F-критерия:

$$F_p = \frac{s_{ад}^2}{s^2\{Y_{HV}\}} = 0,6.$$

Табличное значение F-критерия при 5 %-ном уровне значимости и числах степеней свободы для большей дисперсии  $m_1 = N - k' - n_0 + 1 = 5$ , меньшей дисперсии  $m_2 = n_0 - 1 = 2$ ,  $F_T = 19,37$ . Так как  $F_p < F_T$ , полученная модель (2) адекватна при 5 %-ном уровне значимости.

Анализ уравнения (2) показывает, что в пределах установленных интервалов варьирования факторов увеличение фактора  $x_1$  в большей степени влияет на увеличение показателя твердости, чем у факторов  $x_2$  и  $x_3$ , однако в связи с наличием квадратичных членов в уравнении (2) зависимость эта носит нелинейный характер, что наиболее сильно проявляется через фактор  $x_1$ .

Для удобства интерпретации полученных результатов и использования уравнения (2) для практических расчетов необходимо перейти от кодированных значений ( $x_1, x_2, x_3$ ) факторов к натуральным значениям ( $T, P, C_{Al}$ ). Для этого использовали следующие формулы:

$$x_1 = \frac{T - T_0}{\Delta T}; \quad x_2 = \frac{P - P_0}{\Delta P}; \quad x_3 = \frac{C_{Al} - C_{Al0}}{\Delta C_{Al}},$$

где  $T_0, P_0, C_{Al0}$  – натуральные значения факторов на основных уровнях;

$\Delta T, \Delta P, \Delta C_{Al}$  – значения интервалов варьирования.

Таким образом, в соответствии с табл. 1:

$$x_1 = \frac{T - 2000}{250}; \quad x_2 = \frac{P - 5,5}{1,5}; \quad x_3 = \frac{C_{Al} - 7,5}{2,5}.$$

С учетом перехода к натуральным значениям факторов уравнение регрессии (2) примет вид:

$$Y_{HV} = 100,49 - 0,0747 \cdot T + 0,22 \cdot P - 2 \cdot C_{Al} + 0,0027 \cdot T \cdot P - 0,000016 \cdot T^2 - 0,45 \cdot P^2 + 0,16 \cdot C_{Al}^2. \quad (3)$$

Уравнения регрессии (3) можно использовать для выбора технологических режимов термобарического спекания ПСТМ, обеспечивающих оптимальные значения твердости в зависимости от исследуемых факторов ( $T$ ,  $P$ ,  $C_{Al}$ ). На рис. 1 представлены полученные с помощью уравнений (3) графические зависимости твердости от исследуемых факторов. При построении поверхности откликов (программа SigmaPlot 12) варьировались только два фактора.

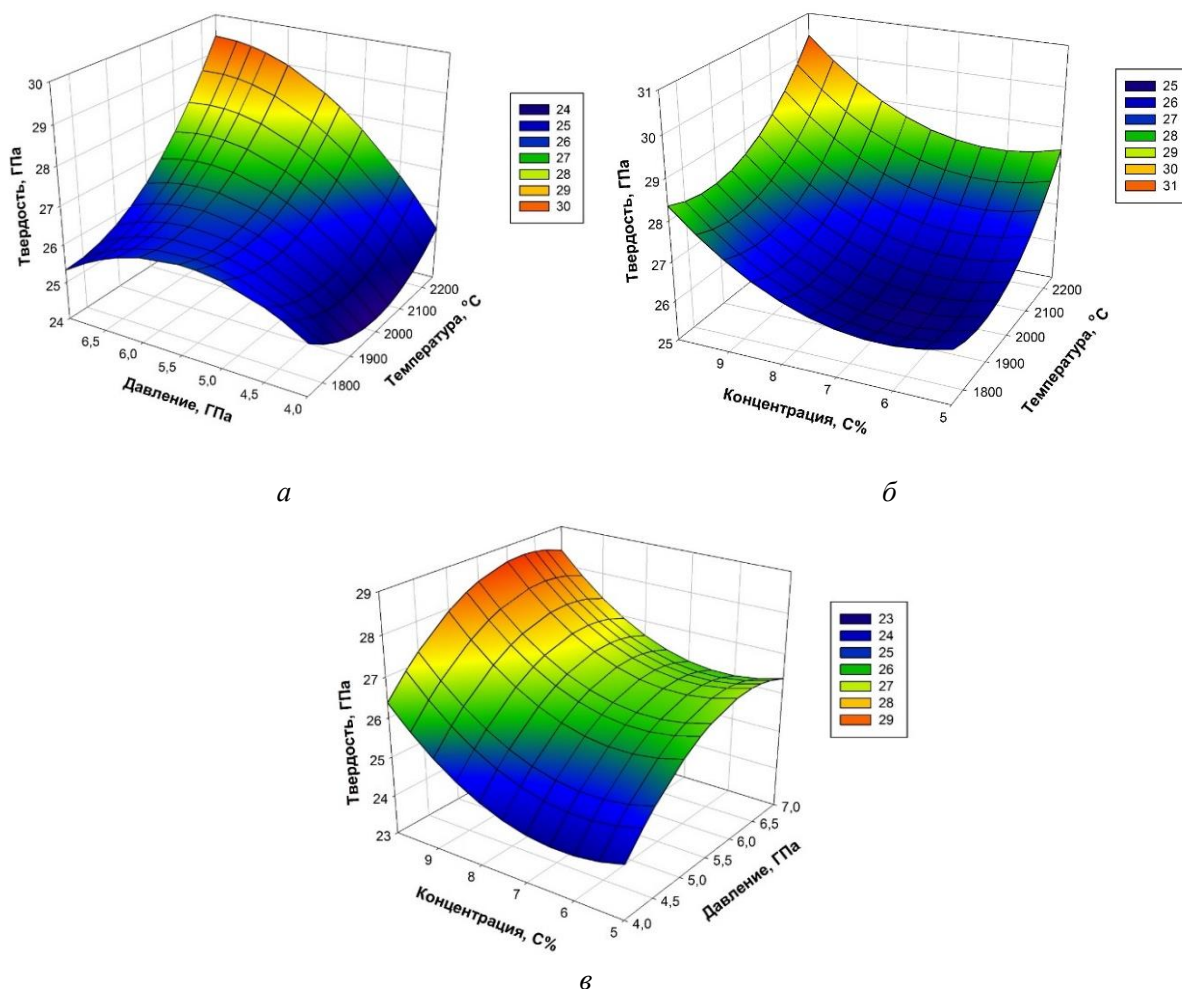


Рис. 1. Зависимость твердости  $Y_{HV}$  от технологических факторов ( $T$ ,  $P$ ,  $C_{Al}$ ):  
*a* – изменение твердости  $Y_{HV}$  от температуры  $T$  и давления  $P$  ( $C_{Al} = 7,5$  мас. %);  
*б* – изменение твердости  $Y_{HV}$  от температуры  $T$  и концентрации  $C_{Al}$  ( $P = 5,5$  ГПа);  
*в* – изменение твердости  $Y_{HV}$  от давления  $P$  и концентрации  $C_{Al}$  ( $T = 2000$  °C)

Из рис. 1 видно, что с ростом температуры спекания  $T$  микротвердость материала повышается до определенного предела; дальнейшее увеличение  $T$  приводит к снижению микротвердости как вследствие рекристаллизации зерен  $sVN$ , так и в результате образования в материале графитоподобного  $VN$  [12]. Аналогично, изменение параметров давления  $P$  и концентрации добавки  $C_{Al}$  влечет за собой такие же изменение значения показателя микротвердости, но в меньшей степени. При этом значения микротвердости  $HV$  на уровне 28,5–30,4 ГПа обеспечиваются при температурах  $T = 2100 \dots 2250$  °C, давлениях  $P = 5,5 \dots 7,0$  ГПа и концентрации добавки  $C_{Al} = 7,5 \dots 10,0$  мас. %.

Сверхтвердый материал с достигнутыми свойствами может быть использован для лезвийной обработки закаленных до уровня 55–64 HRC<sub>э</sub> сталей [13]. Дальнейшее увеличение указанных параметров сопряжено с повышением параметров спекания, что технически усложняет задачу получения сверхтвердого материала и увеличивает его себестоимость.

**Заклучение.** На основании полученных результатов показано, что для синтеза ПСТМ с микротвердостью на уровне 28,5–30,4 ГПа параметры процесса спекания в условиях высоких давлений и температур должны находиться в следующих пределах: давление  $P = 5,5 \dots 7,0$  ГПа, температура  $T = 2100 \dots 2250$  °С. Для получения материала с указанными характеристиками количество добавки алюминия необходимо варьировать в пределах  $C_{Al} = 7,5 \dots 10,0$  мас. %.

Практическая проверка полученной экспериментально-статистической модели показала ее адекватность в пределах выбранных интервалов варьирования технологических параметров спекания при высоких давлениях и температурах.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Инструменты из сверхтвердых материалов / Г. П. Богатырева [и др.] ; под ред. Н. В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с.
2. Курдюмов, А. В. Фазовые превращения в углероде и нитриде бора / А. В. Курдюмов, А. Н. Пилянкевич. Киев: Наук. думка, 1979. – 188 с.
3. Олейник, Г. С. Структурные механизмы формирования керамики на основе вюрцитной модификации нитрида бора / Г. С. Олейник // Сверхтвердые материалы. – 1993. – № 6. – С. 3–12.
4. Akashi, T. Effect of TiB<sub>2</sub> and boron additions on the stability of wurtzite-type boron nitride at high temperatures and pressures / T. Akashi, A. Sawaoka, S. Saito // J. Am. Ceram. Soc. 1978. V.61 (5–6). P. 245–246.
5. Волкогон, В. М. Влияние сдвиговых напряжений на полиморфные превращения в вюрцитном нитриде бора / В. М. Волкогон // Сверхтвердые материалы. – 2003. №1. – С. 22–31.
6. Волкогон, В. М. Особенности фазовых превращений в системе «BN–алмаз» в зависимости от характеристик алмаза при ее спекании в условиях высоких давлений / В. М. Волкогон, С. К. Аврамчук, А. В. Степаненко и др. // Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте: Материалы 17-го Междунар. науч.-техн. семинара, 20–24.02.2017, г. Свалява. Киев: АТМ Украины, –2017. – С. 71–73.
7. Сенюць, В. Т. Синтез ПСТМ из механоактивированного вюрцитного нитрида бора с добавками наноалмазов / В. Т. Сенюць, С. А. Ковалева, И. В. Валькович, Е. И. Мосунов // Новые материалы и технологии: порошковая металлургия, композиционные материалы, защитные покрытия, сварка: материалы 14-й Междунар. науч.-техн. конф. (Минск, 9–11 сентября 2020 г.) / Нац. акад. наук Беларуси [и др.]; редкол.: А. Ф. Ильющенко (гл. ред.) [и др.]. – Минск: Беларуская навука, – 2020. – С. 423–429.
8. Senyut, V. T. Synthesis of polycrystalline cubic boron nitride from hexagonal boron nitride after mechanical activation and modification with aluminum / V. T. Senyut, P. A. Vityaz, S. A. Kovalyova, E. I. Mosunov, I. V. Valkovich, T. V. Gamzeleva // Inorganic Materials: Applied Research. 2016. Vol.7. No.1. P.53–57.
9. Сенюць, В. Т. Синтез сверхтвердого материала на основе модифицированного вюрцитного нитрида бора / В. Т. Сенюць // Материалы 19-го Международного научно-технического семинара «Современные вопросы производства и ремонта в промышленности и на транспорте», Словакия, г. Кошице. 18–22 февраля 2019 – Киев: АТМ Украины, 2019. – С. 184–188.
10. Спиридонов, А. А. Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов / А. А. Спиридонов. – Москва: Машиностроение, 1981. – 184 с.
11. Хейфец, М. Л. Математическое моделирование технологических процессов / М. Л. Хейфец. Новополоцк: ПГУ, 1999. – 104 с.
12. Голубев, А. С. Нитрид бора. Структура, свойства, получение / А. С. Голубев, А. В. Курдюмов, А. Н. Пилянкевич. – Киев: Наук. думка, 1987. – 200 с.
13. Финишная обработка поверхностей при производстве деталей / С. А. Клименко [и др.]; под общ. ред. С. А. Чижика, М. Л. Хейфеца. – Минск: Беларуская. навука, 2017. – 376 с.

*Поступила 29.04.2022*

УДК 681.5

Вабищевич Л. И., Ярошевич А. В.

## ФУНКЦИИ КОНТРОЛЛЕРА АДАПТИВНОЙ СИСТЕМЫ КОМПЕНСАЦИИ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ

*Брестский государственный технический университет,  
Брест, Беларусь*

*Статья посвящена построению алгоритма контроллера в составе адаптивной системы компенсации реактивной мощности.*

*Для построения структуры системы с контроллером выбрана схема компенсатора реактивной мощности с аналоговым вычислением емкости конденсаторов.*

*В статье отражены следующие вопросы:*

*– представлена структурная схема компенсатор реактивной мощности на городских электрических сетях системой автоматического управления, что позволило построить модель в терминах теории автоматического управления;*

*– приведена графическая информационная модель компенсатора реактивной мощности с аналоговым вычислением емкости конденсаторов;*

*– выбран набор параметров системы для контроля и оптимизации программным путем;*

*– выбраны числовые значения параметров элементов для построения модели.*

Анализ многообразия методов управления компенсацией реактивной мощности позволяет сделать следующие выводы.

1. Все методы базируются на косвенной оценке величины реактивной мощности и не обеспечивают требуемое значение  $\cos\varphi$  сети.

2. Оценка компенсируемой мощности требует изучения специфических особенностей нагрузки и технологии производственных процессов.

3. Схемы управления компенсацией требуют индивидуального подхода в проектировании и наладке под конкретную ситуацию.

4. Схемы управляющих устройств компенсаторов не отличаются простотой и надежностью.

На основе этих выводов можно сделать заключение о том, что исключить названные недостатки можно при использовании **автоматического управления компенсацией реактивной мощности на основе измерения величины реактивной мощности в нагрузке** или электрических параметров нагрузки, по которым можно вычислить величину компенсируемой реактивной мощности.

Такой компенсатор должен быть построен с использованием микропроцессорного контроллера для управления коммутацией компенсирующих конденсаторов секционной батареи. Для расчета текущей емкости компенсирующего конденсатора используется величина тока в нагрузке, измеренная токовым трансформатором и угол сдвига фаз напряжения и тока от электронного фазометра.

Алгоритм управления разработан в виде блок-схемы, являющейся основой для программирования контроллера. Алгоритм предусматривает возможность варьировать предельную мощность нагрузки и число секций конденсаторной батареи. При этом используется минимальное число портов ввода-вывода.



При выборе контроллера необходимо учитывать требования алгоритма, форму входных и выходных сигналов, требования к электропитанию и стоимость.

Для построения модели получена структурная схема дискретной системы автоматического управления с возможностью оптимизации параметров элементов для обеспечения равномерной нагрузки и с учетом работоспособности компонентов.

Представление компенсатора реактивной мощности на городских электрических сетях системой автоматического управления позволяет построить модель компенсатора реактивной мощности в терминах теории автоматического управления. Для создания модели можно использовать программные средства, созданные для исследования систем автоматического управления (Matlab, Simulink и др.).

Модель компенсатора реактивной мощности позволит исследовать погрешности компенсации индуктивной мощности, вызванные рядом аппроксимаций, принятых для построения схем расчета величины компенсирующей емкости. Во-первых, это представление значений тригонометрических функций  $f = tg(\varphi)$  линейной зависимостью  $f = \varphi$  при выражении  $\varphi$  в радианах для небольших значений угла разности фаз. Во-вторых, это квантование по уровню сигнала аналого-цифровым преобразователем и соответственно ступенчатое подключение емкостей компенсирующей батареи.

В основе модели находится структурная схема компенсатора реактивной мощности с аналоговым определением емкости для компенсации индуктивной нагрузки [1]. Модель позволяет избежать программного вычисления значений  $f = tg(\varphi)$ . Последняя операция использует достаточно сложный алгоритм вычислительной математики, требующий существенного интервала времени для реализации. В структуре системы автоматического управления это представляется звеном чистого запаздывания, ухудшающим показатели качества системы автоматического управления.

Предлагаемая структурная схема компенсатора реактивной мощности с включением в контур управления контроллера на базе микропроцессора представлена на рис. 1.

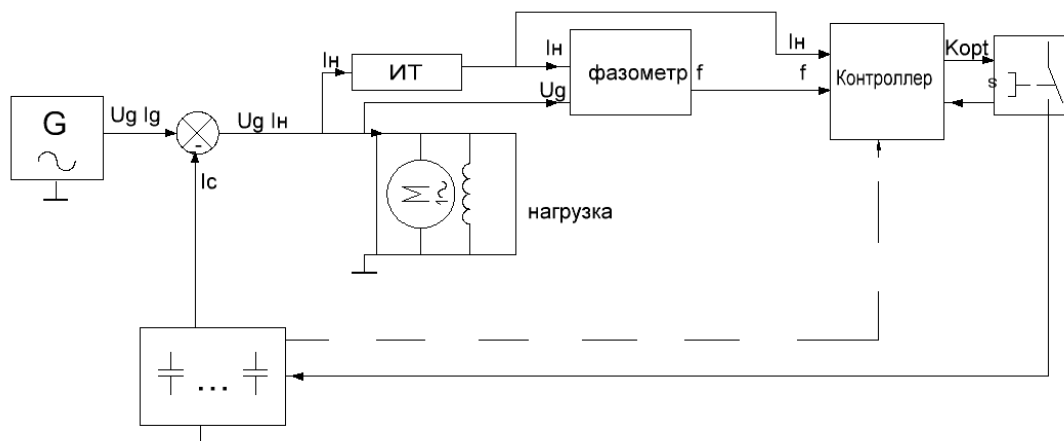


Рис. 1. Структурная схема компенсатора реактивной мощности

Контроллер выполняет только функции, требующие несколько циклов работы процессора, и не вносит в контур системы автоматического управления существенного запаздывания сигнала.

Генератор G питает нагрузку системы синусоидальным напряжением 220В 50Гц. Сигналы  $U_g$ ,  $I_g$  поступают на вход элемента сравнения. В данном случае элемент сравнения выполняет функции векторной алгебры, создавая векторные суммы комплексов токов. Нагрузка меняет параметры сигнала тока на  $I_n = I_g - I_c$ , где конденсаторный ток создается из условия резонанса токов индуктивной нагрузки и компенсирующих конденсаторов.

Измеритель тока формирует сигнал  $I_n$ , который с сигналом  $U_g$  подается на фазометр, на выходе которого напряжение  $f$ , пропорциональное разности фаз питающего напряжения и тока нагрузки.

Контроллер принимает на себя функции блока умножения, усилителя и аналого-цифрового преобразователя. Блок умножения перемножает сигналы тока и разности фаз в соответствии с формулой для расчета емкости конденсаторов. Сигнал  $C$  на выходе блока определяет компенсирующую емкость. Усилитель масштабирует сигнал до уровня, требуемого аналого-цифровым преобразователем для формирования кода  $K$  управления ключами коммутации конденсаторов компенсирующей батареи.

Основные этапы формирования управляющего кода представлены блок схемой алгоритма контроллера (рис. 2)

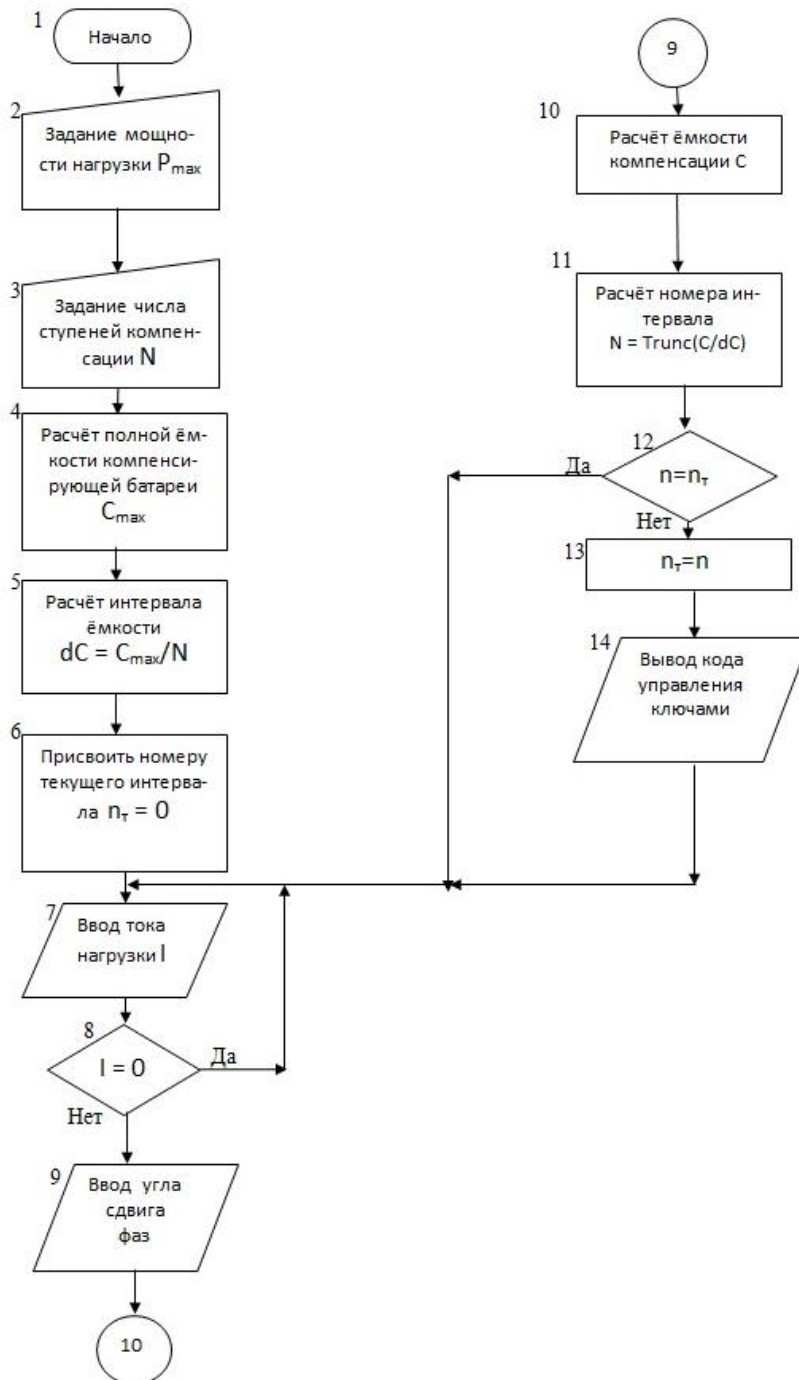


Рис. 2. Блок-схема алгоритма контроллера

Функции блоков:

Блок 2. Задание мощности нагрузки. Мощность нагрузки определяет максимальный ток, потребляемый из сети. По величине этого тока рассчитывается полная емкость компенсаторной батареи.

Блок 3. Задание числа ступеней компенсации. Емкость для компенсации индуктивной нагрузки подключается ступенями. Число ступеней определяется из экономических и конструктивных требований, а так же требований точности компенсации. Семиступенчатый компенсатор можно реализовать тремя конденсаторами, управляемыми трехразрядным двоичным кодом.

Блок 4. Расчет полной емкости компенсирующей батареи. Исходными данными для расчета являются максимальный ток нагрузки, определенный по мощности потребителя и напряжению питающей сети и максимальный угол сдвига фаз напряжения и тока. Этот угол выбран из статистически установленного в реальных сетях  $\cos\varphi_{max} = 0,65$ ;

$$\varphi_{max} \approx 50^\circ \approx 0,87 \text{ рад.}$$

Блок 5. Расчет интервала емкости. Интервал емкости определяется полной емкостью батареи и числом ступеней регулирования.

Блок 6. Присвоение номеру текущего интервала значения нуля. Номер текущего интервала является множителем при емкости ступени конденсаторной батареи для определения текущей компенсационной емкости. Номер текущего интервала является двоичным дискретным кодом управления ключами конденсаторной батареи.

Блок 7. Ввод тока нагрузки. Ток нагрузки получается в виде аналогового сигнала выпрямлением выхода измерительного трансформатора тока. Ввод в контроллер производится через блок АЦП.

Блок 9. Ввод угла сдвига фаз. Угол сдвига фаз измеряется фазометром в виде аналогового сигнала. Ввод в контроллер производится через блок АЦП.

Блок 10. Расчет емкости компенсации. Исходными данными для расчета являются ток нагрузки и угол сдвига фаз напряжения и тока.

Блок 11. Расчет номера интервала емкости батареи конденсаторов. Номер интервала рассчитывается как целая часть от деления расчетной емкости конденсатора на емкость интервала секции.

Блок 12. Анализ: интервал изменился?

Блок 13. Присваивание текущему номеру интервала нового значения.

Блок 14. Вывод номера интервала емкости для управления ключами коммутации батареи конденсаторов.

Коммутация в соответствии с кодом К приведет к неравномерной нагрузке на ключи и работающие конденсаторы, что существенно снизит надежность элементов. Кроме того, при ограниченной долговечности элементов важно контролировать их состояние и учитывать его при управлении коммутацией. С этой целью в контур управления введен микропроцессорный контроллер. Функции контроллера состоят в анализе состояния симисторов коммутатора и конденсаторов, выборе алгоритма коммутации по многим критериям и информирования о потере работоспособности устройства. На выходе контроллера формируется сигнал управления ключами Корт.

Блок коммутаторов создает электрическую цепь для тока через блок компенсирующих конденсаторов.

Особенности функционирования системы автоматического управления компенсатора реактивной мощности определяются случайным характером формирования индуктивной составляющей нагрузки. Эта неопределенность приводит к неравномерному использованию ключей коммутатора и конденсаторов компенсирующей батареи. Вследствие неравномерности возрастает вероятность потери работоспособности элементов.

В такой ситуации необходимо контролировать состояние коммутаторов и конденсаторов и обеспечивать равномерность нагрузки на элементы.

Случайный характер нагрузки вынуждает строить сложные детерминированные алгоритмы для обеспечения равномерной нагрузки работоспособных элементов, которые не всегда дают надежные безошибочные результаты. Задачу можно отнести к синтезу адаптивных систем управления. Адаптивность предполагает настройку параметров системы на оптимальный режим работы в условиях случайного изменения нагрузки и возмущающих воздействий. Такая задача может быть решена с использованием микропроцессорного контроллера в контуре системы автоматического управления с алгоритмом формирования команд по алгоритмам искусственного интеллекта.

Контроллер выполняет ряд функций:

- контроль состояния ключа и учет статистики коммутаций;
- обеспечение равномерной загрузки работоспособных конденсаторов и ключей;
- оценка работоспособности элементов;
- учет температуры конденсаторов;
- расчет приоритетов элементов для формирования управляющего кода;
- информирование оператора о потере работоспособности системы.

Параметры элементов для учета работоспособности:

- состояние ключа  $i - K_i = 1$  (замкнут) или 0 (разомкнут);
- число команд на замыкание ключа  $i - k_i, i = 1 \dots 7$ ;
- число замыканий ключа  $i - s_i, i = 1 \dots 7$ ;
- среднее число замыканий ключа  $i - S_{cp} = \sum s_i / 7$ ;
- состояние конденсатора  $C_i = 1$  (при  $U_c \neq 0$ ) или 0 (при  $U_c = 0$ ) при  $K_i = 1$ ;
- температура конденсатора  $T_i = 1$  (при  $t^\circ C < T_{max}$ ) или 0 (при  $t^\circ C > T_{max}$ ).

Основные расчетные соотношения для выбора числовых значений параметров модели исходят из следующих параметров сети.

Максимальный ток в нагрузке  $I_n^{max} = 50 \text{ A}$ .

Мощность, потребляемая в сети  $P_n^{max} = 11 \text{ кВт}$ .

Число ступеней регулирования  $n = 7$ . Максимальная погрешность ступенчатого подключения компенсирующей мощности составляет 14 %.

Максимальный компенсируемый сдвиг фаз напряжения и тока  $\varphi = 0,5 \text{ рад}$  ( $\varphi \approx 30^\circ$ ). При этом  $tg\varphi = 0,55$ . Погрешность асимптотического представления составляет 10 %.

Для расчета емкости батареи конденсаторов используется следующее соотношение [2]:

$$C = 15 I_n \varphi \text{ (}\mu\text{F)}$$

Емкость батареи конденсаторов  $C = 15 \cdot 50 \cdot 0,55 = 412 \text{ мкФ}$ . Тогда емкость одной ступени (конденсатора) батареи  $C_1 = 412/7 = 58,9 \approx 60 \text{ мкФ}$ .

Основным параметром для выбора конденсаторов является величина компенсированной реактивной мощности  $P_c$  (вар). Эту мощность можно рассчитать по величине тока в компенсирующей батарее.

Для режима полной компенсации индуктивной мощности следует  $I_c / I = tg\varphi$ , где  $I_c$  – ток конденсаторов,  $I$  – полный ток питающей сети,  $\varphi$  – сдвиг фаз напряжения и тока в сети без компенсации реактивной мощности. Для максимального тока  $I = 50 \text{ A}$  и  $\varphi = 30^\circ$  ток конденсаторов  $I_c = 50 \cdot 0,55 = 27,3 \text{ A}$ .

Мощность батареи компенсации при емкости  $C = 420 \text{ мкФ}$  составляет:

$$P_c = I_c^2 \cdot X_c = I_c^2 / 2\pi \cdot f \cdot C = 27,3^2 / (2\pi \cdot 50 \cdot 420 \cdot 10^{-6}) = 5650 \text{ (вар)}.$$

Параметры сигналов электронных элементов в структуре САУ определяются выбором элементной базы для реализации схем.

Таким образом, представленная модель адаптивной системы компенсации реактивной мощности и разработанный алгоритм контроллера, не имеющие аналогов в построении компенсаторов реактивной мощности, позволяют исследовать погрешности компенсации и повысить надежность устройства.

## ЛИТЕРАТУРА

1. А. В. Ярошевич. Схема компенсации реактивной мощности в квартирных электрических сетях // Вестник Брестского государственного технического университета. – Физика, математика, информатика. Вып. 5 (71). – Брест: БрГТУ, 2011. – С. 66–67.

2. Регулятор реактивной мощности с аналоговым вычислителем. Республика Беларусь / ПАТЭНТ на карысную мадэль № 8066 / Аутар Ярошевич А. В. / Зарэгістравана у Дзяржауным рэестры карысных мадэляў 2011.12.15.

*Поступила 29.04.2022*

**УДК 629.113.073**

**Гурвич Ю. А., Демко А. Ю., Порожняк О. С.**

### **РАЦИОНАЛЬНОЕ РЕШЕНИЕ, ИДЕНТИФИКАЦИЯ И МНОГОКРИТЕРИАЛЬНЫЙ ВЫБОР В КУРСЕ «ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ МЕХАНИКА» РАЗДЕЛ «СТАТИКА»**

*Белорусская государственная академия авиации,  
Минск, Беларусь*

*В статье описываются методы рационального решения, многокритериальной идентификации и многокритериального выбора, реализованные в различных по сложности многоэлементных статически определимых составных конструкциях.*

*Метод рационального решения позволяет для каждого вида многоэлементной составной конструкции выполнить расчет по критерию – минимум вычислительных процедур или действий.*

*Применение в учебном процессе методов рационального решения, идентификации и выбора составных конструкций способствует: формированию у студентов навыков многокритериального мышления и сокращению разрыва между современными методами проектирования машин и их узлов в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА и знаниями обучающихся по учебной дисциплине «Теоретическая механика» раздел «Статика».*

Хорошо известно, что все задачи проектирования машин их узлов и механизмов всегда многокритериальные. Однако, многие задачи проектирования, например, управляемых осей и мостов различных колесных машин до сих пор рассматриваются как однокритериальные.

Правда, в последнее время для ускорения разработки и постановки на производство новых поколений автобусов, грузовых автомобилей, самосвалов, тракторов, в конструкторских бюро заводов Республики Беларусь стали успешно применять различные по сложности и объему расчетно-методические многокритериальные аппараты – РММА, базирующихся на методах векторной оптимизации параметров колесной техники [1–3].

При формировании РММА используются отдельные положения некоторых теорий: механики неголономных систем, устойчивости движения, стационарного и нестационарного качения колеса с шиной по твердой поверхности, математического моделирования,

многокритериальной параметрической идентификации, многокритериального выбора, автоматического регулирования, множество Парето, вероятности и математической статистики, приближения функций [4].

Отдельные положения этих теорий в разных сочетаниях «сшивают» в единые целые, представляющие собой механико-математические модели различных конструкций колесных машин. Затем с помощью методов многокритериальной оптимизации выбирают такой набор конструктивных параметров машин, который удовлетворяет совокупности критериев – управляемости, устойчивости, стабилизации и безопасности движения, плавности хода, усилию на рулевом колесе во всем частотном и скоростном диапазонах движения [3; 5–8].

Известно, что большинство конструкторов этим сложным механико-математическим методам в Вузах не обучали. Например, в литературе и в курсах лекций по теоретической механике отсутствуют методы идентификации, выбора, многокритериального синтеза, а присутствует лишь описание методик решения задач анализа, в которых ничего не говорится о рациональном решении. Следовательно, произошел разрыв между знаниями студентов, полученными ими в Вузах и теми знаниями, которые потребуются им для практической деятельности.

Чтобы сократить разрыв между этими знаниями обучение студентов методам РММА необходимо начинать в курсе «Теоретическая механика» раздел «Статика».

В многочисленной литературе по теоретической механике, в том числе и в [9], содержание статики абсолютно твердого тела составляют две основные задачи:

1. Задача о приведении системы сил: как данную систему сил заменить другой, в частности наиболее простой, ей эквивалентной. Например, систему сходящихся сил

$\overline{F}_i, i = \overline{1, n}$  приводят к одной силе – равнодействующей силе  $\overline{R} = \sum_{i=1}^n \overline{F}_i$ , а все остальные системы сил приводят к двум силовым характеристикам – главному вектору

$\overline{R}^* = \sum_{i=1}^n \overline{F}_i$  и главному моменту  $\overline{M}_0 = \sum_{i=1}^n \overline{m}_i$  системы сил.

2. Задача о равновесии – каким условиям должна удовлетворять система сил, приложенная к данному телу (или материальной точке), чтобы она была уравновешенной системой.

При решении первой основной задачи все действующие на тело силы считаются известными. Эта задача важна не только в статике, но и в динамике.

Вторая задача часто ставится в тех случаях, когда равновесие заведомо имеет место, например, когда заранее известно, что тело находится в равновесии, которое обеспечивается связями, наложенными на тело. При этом условия равновесия устанавливают зависимость между всеми силами, приложенными к телу: во многих случаях с помощью этих условий удается определить опорные реакции. Недостатком этой задачи является отсутствие рационального решения систем алгебраических уравнений равновесия каждой из шести систем сил. При этом должен выполняться критерий – минимум вычислительных процедур или действий.

Цель работы. Разработать и применить методы рационального решения, идентификации и многокритериального выбора в решениях различных по сложности задач статики составных конструкций.

Для выполнения поставленной цели к двум существующим основным задачам статики необходимо добавить четыре новые задачи, реализация которых позволит сократить разрыв между знаниями, получаемыми студентом в вузе, и теми знаниями, необходимыми для использования методов РММА:

1. Задача о рациональном решении статики составных конструкций.

2. Задача о многокритериальной идентификации статики составных конструкций.
3. Задача о многокритериальном выборе статики составных конструкций.
4. Синтез статики составных конструкций.

Приведем из литературы краткие формулировки терминов – критерий, идентификация, выбор.

Критерий – это отличительный признак, на основании которого производится оценка, определение или классификация чего-либо.

Идентификация – это установление соответствия распознаваемого предмета своему образу.

Многокритериальный выбор – это поиск рационального решения из ряда возможных (или предложенных) решений с учетом определенного числа критериев.

Пример идентификации. На продажу какой-то фирмой выставлены десять разных марок и цветов подержанных автомобилей. Полицейский, сличая фотографию угнанного автомобиля, обнаружил 100 % сходство с одним из этих десяти автомобилей.

Пример выбора. На продажу какой-то фирмой выставлены десять разных марок и цветов подержанных автомобилей. Покупатель по своим критериям – цена, мощность двигателя, год выпуска, цвет выбрал и купил, понравившейся ему один из десяти автомобилей.

В данной статье, состоящей из трех частей, цель работы реализована путем последовательного рассмотрения первых трех новых задач статики составных конструкций.

***Рациональное решение задач статики составных конструкций.***

В литературе по теоретической механике в разделе «Статика» приводится описание двух способов определения реакций опор составных статически определимых конструкций.

Первый способ – рассматривается равновесие всей конструкции в целом, а затем – какой-либо отдельной ее части.

Второй способ – рассматривается равновесие каждой части конструкции отдельно. При этом дается лишь одна рекомендация по их применению: «Целесообразность применения того или иного способа решения задачи зависит от условия конкретной задачи», но ничего не говорится о рациональном решении этой задачи, при котором обеспечивается критерий – минимум вычислительных процедур или действий.

При решении задачи об определении реакций опор составной статически определимой конструкции, состоящей из двух тел (рис. 1), можно составить шесть линейно независимых уравнений равновесия, что приводит к шести различным по сложности вариантам решения (табл. 1):

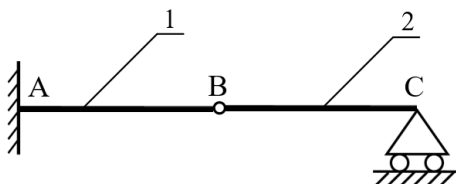


Рис. 1. Схема составной статически определимой конструкции

Таблица 1 – Варианты решения

<b>1</b>	1 + 2	<b>2</b>	2 + 1	<b>3</b>	(1 + 2) + 1
<b>4</b>	(1 + 2) + 2	<b>5</b>	1 + (1 + 2)	<b>6</b>	2 + (1 + 2)

где 1 и 2 – линейно независимые уравнения равновесия, составленные для первой или второй части конструкции; 1 + 2 – линейно независимые уравнения равновесия, составленные для первой и второй части конструкции; (1 + 2) – линейно независимые уравнения равновесия, составленные для всей конструкции в целом.

Очевидно, что варианты решения под номерами 3, 4, 5, 6 в табл. 1 намного сложнее из-за повторяющихся дважды цифр 1 или 2, чем решения под номерами 1 и 2. Для окончательного решения задачи необходимо ответить на вопрос: «Какое из решений 1 + 2 или 2 + 1 лучше и почему?»

Для статически определимой конструкции, состоящей из трех тел, можно составить 9 линейно независимых уравнений равновесия, приводящих к решению задачи 96 вариантами.

Для статически определимой конструкции, состоящей из четырех тел, можно составить 12 линейно независимых уравнений равновесия. При этом вариантов решения уже больше тысячи!

Поэтому вопрос о нахождении рационального решения задач статики составных статически определимых конструкций, обеспечивающего минимум вычислительных процедур или действий, является актуальным.

Для получения рационального решения задачи рекомендуется:

1. Число линейно независимых уравнений равновесия и количество слагаемых в них нужно сводить к минимуму.

2. Желательно, чтобы в уравнения равновесия моментов сил относительно точки входила одна неизвестная.

3. Желательно после выполнения одной вычислительной процедуры (или нескольких, но не всех) получить численный результат.

4. Работоспособность конструкции.

Введем решающий критерий  $CT$  – степень статической определимости – неопределимости, обладающий в значительной мере свойствами трех критериев:

$$CT = H - \sum_{i=1}^n Y_i, \quad i = \overline{1, n}, \quad (1)$$

где  $CT$  – целые числа;

$H$  – суммарное количество неизвестных составляющих реакций опор и шарниров составной конструкции;

$Y$  – количество линейно независимых уравнений равновесия, присущих каждой из шести систем сил;

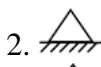
$i$  – количество тел, входящих в составную конструкцию.

Если  $CT = 0$ , то необходимо указать, работоспособна данная конструкция или нет. Например, конструкция с тремя подвижными опорами является неработоспособной, если при определенных условиях она может совершать движение. Если  $CT = 0$ , конструкция работоспособная, то она является статически определимой и находится в равновесии. При  $CT > 0$  – конструкция статически неопределимая и находится в равновесии. Если  $CT < 0$  – конструкция геометрически изменяемая, в равновесии находиться не может.

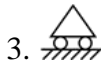
Вид опор:



1. – жесткая заделка.



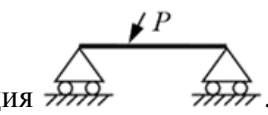
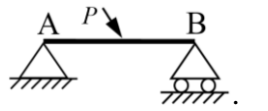
2. – шарнирно-неподвижная опора.



3. – шарнирно-подвижная опора.

Работоспособность конструкции:



1. Не работоспособная конструкция 
2. Работоспособная конструкция 

*Рациональное решение составной конструкции, состоящей из двух тел.*

В работе рассматривается только плоская произвольная система сил, за счет расположенных на схемах балок под углом векторов сил  $P$  и  $Q$ .

Пример 1. Описание алгоритма рационального решения составной конструкции, состоящей из двух тел.

В соответствии с формулой (1) определим СТ всей конструкции (рис. 2).

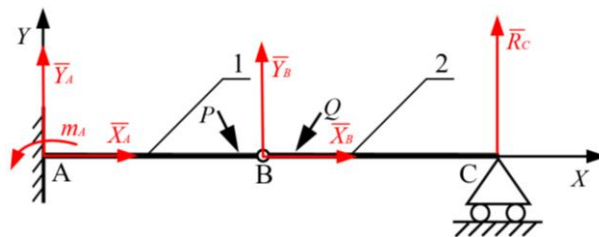


Рис. 2. Схема двухэлементной составной статически определимой конструкции, где указаны реакции связей в опорах А и С и в шарнире В

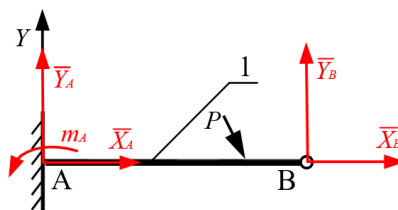
Определим  $H$ ,  $Y_i$ , СТ,  $i = 1, 2$ :

1.  $H = 6 (X_A, Y_A, m_A, X_B, Y_B, R_C)$ .

2.  $\sum_{i=1}^2 Y_i = Y_1 + Y_2 = 3 + 3$ .

3.  $СТ = H - (Y_1 + Y_2) = 6 - (3 + 3) = 0$ . Двухэлементная конструкция – статически определимая.

Рассмотрим первую часть сочлененной конструкции, изображенной на рис. 2:



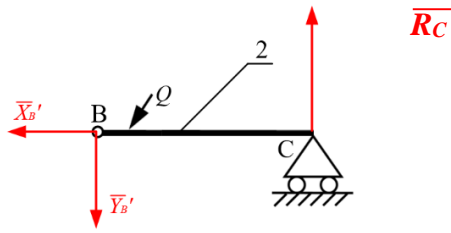
1. Определим  $H_1$ ,  $Y_1$ , СТ<sub>1</sub>:

$$H_1 = 5 (X_A, Y_A, m_A, X_B, Y_B)$$

$$Y_1 = 3 (\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_A = 0)$$

$$СТ_1 = H_1 - Y_1 = 5 - 3 = 2$$
 – первая часть конструкции дважды статически неопределимая.

Теперь рассмотрим вторую часть сочлененной конструкции, используя закон действия и противодействия:



2. Определим  $H_2, Y_2, CT_2$ :

$$H_2 = 3 (X'_B, Y'_B, R_C).$$

$$Y_2 = 3 (\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_B = 0).$$

$CT_2 = H_2 - Y_2 = 3 - 3 = 0$  – вторая часть конструкции статически определимая.

3. Используя уравнения равновесия  $\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_B = 0$  для второй части сочлененной конструкции, у которой  $CT = 0$ , выполним расчет реакции опоры С и шарнира В –  $R_C, X'_B, Y'_B$ .

4. Приложим все силы к балке АВ, используя формулы перехода 
$$\begin{cases} \overline{X'_B} = -\overline{X_B} \\ \overline{Y'_B} = -\overline{Y_B} \end{cases}$$
.

В результате балка АВ стала статически определимой –  $CT = 0$ .

5. Составим уравнения равновесия для балки АВ  $\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_A = 0$ , из которых определим реакции опор –  $X_A, Y_A, m_A$ .

6. Алгоритм рационального решения задачи об определении реакций опор А, С и шарнира В  $X_A, Y_A, m_A, R_C, X'_B, Y'_B$  двухэлементной составной конструкции реализуется пунктами 1–5 при условии выполнения критерия – минимума вычислительных процедур или действий.

*Рациональное решение составной конструкции, состоящей из трех тел.*

Пример 2. Описание алгоритма рационального решения составной конструкции, состоящей из трех тел.

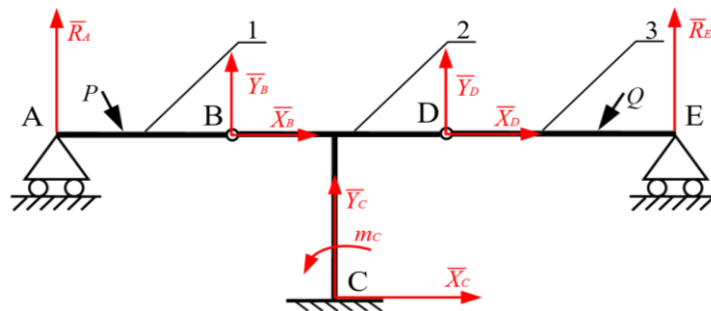


Рис. 3. Схема трехэлементной статически определимой составной конструкции с одной жесткой заделкой и с двумя подвижными опорами

В соответствии с формулой (1) определим  $CT$  всей конструкции.

Определим  $H, Y_i, CT, i = 1; 2; 3$ :

$$H = 9 (R_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C, m_C, X_D, Y_D, R_E).$$

$$\sum_{i=1}^3 Y_i = Y_1 + Y_2 + Y_3 = 3 + 3 + 3.$$

$CT = H - (Y_1 + Y_2 + Y_3) = 9 - (3 + 3 + 3) = 0$ . Трехэлементная конструкция – статически определимая.

Рассмотрим первую часть сочлененной статически определимой конструкции, изображенной на рис. 3:

1. Определим  $H_1$ ,  $Y_1$ ,  $CT_1$ :

$$H_1 = 3(R_A, X_B, Y_B).$$

$$Y_1 = 3(\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_B = 0).$$

$$CT_1 = H_1 - Y_1 = 3 - 3 = 0.$$

Рассмотрим вторую часть сочлененной конструкции:

2. Определим  $H_2$ ,  $Y_2$ ,  $CT_2$ :

$$H_2 = 7(X'_B, Y'_B, X_C, Y_C, m_C, X_D, Y_D).$$

$$Y_2 = 3(\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_C = 0).$$

$$CT_2 = H_2 - Y_2 = 7 - 3 = 4.$$

Рассмотрим третью часть сочлененной конструкции:

3. Определим  $H_3$ ,  $Y_3$ ,  $CT_3$ :

$$H_3 = 3(X'_D, Y'_D, R_E).$$

$$Y_3 = 3(\sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_D = 0).$$

$$CT_3 = H_3 - Y_3 = 3 - 3 = 0.$$

4. Производим расчет реакций опор первой –  $R_A$ ,  $X_B$ ,  $Y_B$  и третьей –  $R_E$ ,  $X'_D$ ,  $Y'_D$  частей сочлененной конструкции, у которых  $CT = 0$ .

5. Используя формулы перехода от балки АВ к балке ВDC и от балки DE к балке DBC, укажем все силы, действующие на вторую часть конструкции:

$$\begin{cases} \overline{X_B'} = -\overline{X_B}, \\ \overline{Y_B'} = -\overline{Y_B}. \end{cases} \quad \begin{cases} \overline{X_D'} = -\overline{X_D}, \\ \overline{Y_D'} = -\overline{Y_D}. \end{cases}$$

6. Составим уравнения равновесия для балки BDC  $\sum X = 0$ ,  $\sum Y = 0$ ,  $\sum m_C = 0$ , из которых определим реакции опор –  $X_C$ ,  $Y_C$ ,  $m_C$ .

7. Алгоритм рационального решения задачи с об определении реакций опор А, С, Е и шарниров В и D трехэлементной составной конструкции  $R_A$ ,  $X_B$ ,  $Y_B$ ,  $X_C$ ,  $Y_C$ ,  $m_C$ ,  $X_D$ ,  $Y_D$ ,  $R_E$  реализуется пунктами 1–6 при условии выполнения критерия – минимума вычислительных процедур или действий.

#### **Задачи многокритериальной идентификации составных конструкций.**

При решении задач идентификации статически определимых составных конструкций используются критерии: СТ; количество тел, соединенных шарнирами; количество опор; вид опор; вид плоской системы сил (одной из трех: плоская система сходящихся сил, плоская система параллельных сил, плоская произвольная система сил); работоспособность конструкции (движущаяся конструкция неработоспособная). В работе рассматривается плоская произвольная система сил, за счет расположенных под углом векторов сил  $P$  и  $Q$  на чертежах.

*Задача многокритериальной идентификации составной конструкции, состоящей из двух тел.*

Задача № 1. Описание алгоритма идентификации одной из четырех схем конструкций (рис. 4) по пяти критериям, приведенным в табл. 2 [10; 11].

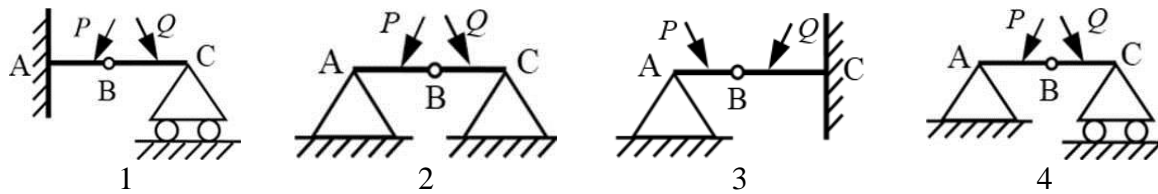


Рис. 4. Схемы составных конструкций

Таблица 2 – Критерии идентификации

Критерии				
СТ	Количество тел	Количество опор	Вид опор и их сочетания	Работоспособность конструкции
0	2	2		Работоспособная конструкция

Решение. Проанализируем таблицу на соответствие ее какой-либо одной из четырех схем.

1. Вычислим критерий СТ для каждой из четырех конструкций, используя (1):

1.1.  $CT = 0$  для первой конструкции, так как количество неизвестных реакций опор и шарниров равно шести ( $X_A, Y_A, m_A, X_B, Y_B, R_C$ ), а количество линейно независимых уравнений равновесия для двух тел АВ и ВС также равно шести:

$$\text{для балки } AB \quad \sum X = 0, \quad \sum Y = 0, \quad \sum m_A = 0;$$

$$\text{для балки } BC \quad \sum X = 0, \quad \sum Y = 0, \quad \sum m_C = 0.$$

Формула перехода от балки АВ к балке ВС:

$$\begin{cases} \overline{X_B'} = -\overline{X_B}, \\ \overline{Y_B'} = -\overline{Y_B}. \end{cases}$$

1.2.  $CT = 0$  для второй конструкции, так как количество неизвестных реакций опор и шарниров равно шести ( $X_A, Y_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C$ ), а количество линейно независимых уравнений равновесия для двух тел АВ и ВС также равно шести.

1.3.  $CT = 1$  для третьей конструкции, так как количество неизвестных реакций опор и шарниров равно семи ( $X_A, Y_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C, m_C$ ), а количество линейно независимых уравнений равновесия для двух тел АВ и ВС равно шести.

1.4.  $CT = -1$  для четвертой конструкции, так как количество неизвестных реакций опор и шарниров равно пяти ( $X_A, Y_A, X_B, Y_B, R_C$ ), а количество линейно независимых уравнений равновесия для двух тел АВ и ВС равно шести.

Следовательно, критерию  $CT = 0$  удовлетворяют только две схемы конструкций 1 и 2.

2. Все четыре схемы конструкций удовлетворяют критерию – количество тел.

3. Критерию – количество опор удовлетворяют все четыре схемы конструкций.

4. Критерию – вид опор и их сочетания удовлетворяет только схема 2.

5. Все четыре конструкции работоспособны, так как находятся в равновесии.

Результат идентификации. Всем пяти критериям соответствует только схема конструкции 2.

Задача многокритериальной идентификации составной конструкции, состоящей из трех тел

Задача № 2. Описание алгоритма идентификации одного из четырех номеров вариантов 1), 2), 3), 4) критериев табл. 3: СТ; количество тел, соединенных шарнирами; количество опор; вид опор и их сочетания; работоспособность конструкции схеме составной конструкции (рис. 5).

Таблица 3 – Варианты критериев идентификации

№ варианта	Критерии				
	СТ	Количество тел	Количество опор	Вид опор	Работоспособность конструкции
1)	0	3	4		Работоспособная конструкция
2)	0	3	3		Работоспособная конструкция
3)	2	3	3		Работоспособная конструкция
4)	0	3	3		Работоспособная конструкция

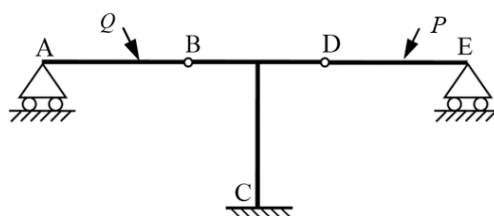


Рис. 5. Схема составной конструкции

Решение. Проанализируем схему конструкции.

1. Число независимых составляющих реакций опор и шарниров составной конструкции равно девяти ( $R_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C, m_C, X_D, Y_D, R_E$ ), количество линейно независимых уравнений равновесия также равно девяти, критерий –  $СТ = 0$ , – вариант 3) данному критерию не соответствует.

2. Критерию – количество тел удовлетворяют все четыре варианта.

3. Критерию – количество опор вариант 1) не удовлетворяет.

4. Критерию – вид опор и их сочетания удовлетворяет только вариант 4).

5. Критерию – работоспособность конструкции удовлетворяют все четыре варианта, так как рассматриваемая конструкция находится в равновесии.

Результат идентификации. Схеме конструкции соответствует только вариант 4).

**Задачи многокритериального выбора составных конструкций.**

При решении задач выбора статически определимых составных конструкций используются критерии: СТ; количество тел, соединенных шарнирами; количество опор; вид опор; вид плоской системы сил – плоская произвольная система сил; работоспособность конструкции [12–14].

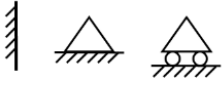
*Задача многокритериального выбора составной конструкции, состоящей из двух тел.*

Рассмотрим примеры решения задач многокритериального выбора в статике составных конструкций.

Задача № 3: Описание алгоритма выбора критериев, которые соответствуют схеме составной конструкции (рис. 6).

Критерии:

1. Вид системы сил: плоская система сходящихся сил; плоская система произвольных сил; плоская система параллельных сил.
2. Дан набор СТ:  $-2; -1; 0; 1; 2$ .
3. Количество тел:  $1; 2; 3; 4$ .

4. Вид опор, их сочетания и количество .
5. Работоспособность конструкции: работоспособная конструкция; неработоспособная конструкция.

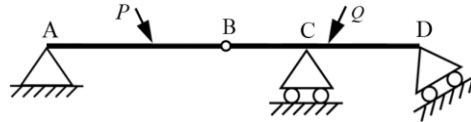


Рис. 6. Схема двухэлементной составной конструкции

Решение. Проанализируем конструкцию.

1. Вид системы сил данной конструкции: плоская произвольная система сил, что отображено силами  $P$  и  $Q$ .

2.  $CT = 0$ , так как количество неизвестных реакций опор и шарниров равно шести ( $X_A, Y_A, X_B, Y_B, R_C, R_D$ ) и количество линейно независимых уравнений равновесия для двух тел  $AB$  и  $BD$  также равно шести:



$$\text{для балки } AB: \sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_A = 0;$$

$$\text{для балки } BC: \sum X = 0, \sum Y = 0, \sum m_C = 0.$$



Формула перехода от балки  $AB$  к балке  $BC$ :

$$\begin{cases} \overline{X_B'} = -\overline{X_B}, \\ \overline{Y_B'} = -\overline{Y_B}. \end{cases}$$

3. Конструкция состоит из двух тел.

4. Конструкция содержит одну шарнирно-неподвижную опору  и две шарнирно-подвижные опоры .

5. Конструкция работоспособная, так как она находится в равновесии.

Результат выбора. Конструкция удовлетворяет следующим критериям: вид системы сил – плоская произвольная система сил; критерий  $CT = 0$ ; количество тел составной конструкции равно двум; вид опор и их количество – одна шарнирно-неподвижная опора  и две шарнирно-подвижные опоры ; данная конструкция работоспособная.

*Задача многокритериального выбора составной конструкции, состоящей из трех тел.*

Задача № 4. Описание алгоритма выбора критериев, которые соответствуют схеме составной конструкции (рис. 7).

Критерии:

1. Вид системы сил: система сходящихся сил; плоская произвольная система сил; плоская система параллельных сил.

2. Дан набор СТ:  $-2; -1; 0; 1; 2$ .

3. Количество тел: 1; 2; 3; 4.

4. Вид опор и их количество

5. Работоспособность конструкции: работоспособная конструкция; неработоспособная конструкция.

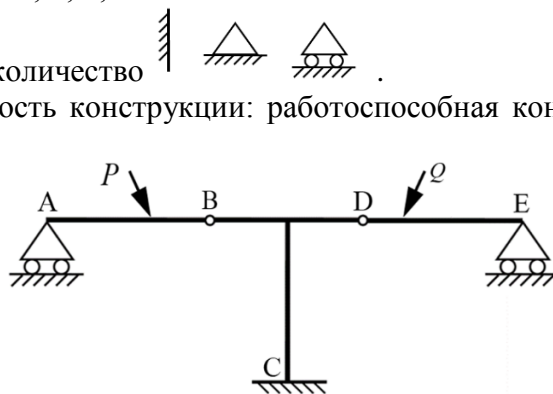


Рис. 7. Схема трехэлементной составной конструкции

Решение. Проанализируем конструкцию.

1. Вид системы сил: плоская произвольная система сил, что отображено силами  $P$  и  $Q$ .

2.  $CT = 0$ , так как количество неизвестных реакций опор и шарниров равно девяти ( $R_A, X_B, Y_B, X_C, Y_C, m_C, X_D, Y_D, R_E$ ) и количество линейно независимых уравнений равновесия для трех тел  $AB, BD$  и  $DE$  равно девяти.

3. Количество тел, входящих в конструкцию, равно трем.

4. Конструкция содержит одну жесткую заделку и две шарнирно-подвижные опоры

5. Конструкция работоспособная.

Результат выбора. Конструкция удовлетворяет следующим критериям: вид системы сил – плоская произвольная система сил; критерий –  $CT = 0$ ; количество тел составной конструкции равно трем; вид опор конструкции и их количество – одна жесткая

заделка и две шарнирно-подвижные опоры

### Выводы.

Чтобы сократить разрыв между современными методами проектирования машин и их узлов в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА и знаниями, получаемыми студентами в вузах, необходимо уже сейчас на лекциях и на практических занятиях реализовывать совокупность шести задач статики:

1. Задача о приведении системы сил.
2. Задача о равновесии системы сил.
3. Задача о рациональном решении статики составных конструкций.
4. Задача о многокритериальной идентификации статики составных конструкций.
5. Задача о многокритериальном выборе статики составных конструкций.
6. Синтез статики простых и составных конструкций различной сложности.

Методы рационального решения, многокритериальной идентификации и многокритериального выбора реализованы на примерах решения задач различных по сложности статически определимых составных конструкций. Например, метод рационального решения позволяет из множества существующих вариантов решения задач статики составных конструкций выбрать оптимальное решение по критерию – минимум вычислительных процедур или действий.

Студенты, решая эти задачи, приобретают новые знания и навыки многокритериального мышления, идентификации и выбора, которые помогут им в дальнейшей учебе

и в будущей трудовой деятельности при проектировании и создании новых перспективных моделей техники.

Методы рационального решения, многокритериальной идентификации и многокритериального выбора необходимо ввести в курс лекций и практических занятий дисциплин «Теоретическая механика», «Теория машин и механизмов», «Механика», «Детали машин», которые читают студентам, курсантам, магистрам, аспирантам технических вузов.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Гурвич, Ю. А. Оптимизация параметров управляемой оси автобусов и автомобилей «МАЗ» / Ю. А. Гурвич // Теоретическая и прикладная механика. – 2010. – № 25. – С. 189 – 203.
2. Гурвич, Ю. А. Обоснование методики и программного продукта многокритериальной оптимизации параметров различных конструкций рулевых трапеций семейства грузовых автомобилей / Ю. А. Гурвич // Машиностроение: респ. межведомств. сб. науч. тр. – Минск: БНТУ, 2018. – Вып. 31. – С. 153 – 167.
3. Гурвич, Ю. А. Многокритериальное проектирование управляемых неразрезных осей грузовых автомобилей / Ю. А. Гурвич // Сборник научных статей военной академии Республики Беларусь. – 2018. – № 35. – С. 72 – 80.
4. Гурвич, Ю. А. Экспериментально-аналитический метод параметрической идентификации процесса качения колеса с шиной / Ю. А. Гурвич // Авиационный вестник. – 2021. – № 5. – С. 29 – 44.
5. Гурвич, Ю. А. Новые прикладные критерии колебательной и апериодической устойчивости движения колес транспортных средств. Актуальные проблемы динамики и прочности в теоретической и прикладной механике / Ю. А. Гурвич. – Минск: УП «Технопринт», 2001. – 551 с.
6. Гурвич, Ю. А. Прикладные критерии устойчивости движения управляемых колес транспортных средств / Ю. А. Гурвич, Ю. Д. Сырокваш // Автомобильная промышленность. – 2005. – № 9. – С. 23 – 27.
7. Гурвич, Ю. А. Семейство новых прикладных критериев колебательной устойчивости-неустойчивости движения / Ю. А. Гурвич // Теоретическая и прикладная механика. – 2010. – № 25. – С. 306 – 308.
8. Гурвич, Ю. А. Выбор критерия оптимизации параметров транспортных средств с помощью метода сеток / Ю. А. Гурвич // Машиностроение: респ. межведомств. сб. науч. тр. – Минск: БНТУ, 2018. – Вып. 31. – С. 137 – 147.
9. Бутенин, Н. В. Курс теоретической механики. Том I. Статика и кинематика / Н. В. Бутенин, Я. Л. Лунц, Д. Р. Меркин // – М.: Наука, 1970. – 240 с.
10. Проблемы многокритериальной идентификации в статике двух тел / О. С. Порожнюк и др. // Динамика по времени науки – 2021: мат. XVII Интернационал. Научно-практическая конференция, София, 17 – 25 июля 2021 года: София, 2021. – Т. 3. – С. 47 – 50.
11. Проблемы многокритериальной идентификации в статике трех тел / О. С. Порожнюк и др. // *Ilustratané vědecké novinky – 2021: materiály XVIII Mezinárodní vědecko – praktická konference, Praha, 22 – 30 červnců 2021.* – Прага: Издательство «Образование и наука», 2021. – Т. 2 – С. 114 – 118.
12. Порожнюк, О. С. Применение однокритериального выбора в статике составных конструкций / О. С. Порожнюк, А. Ю. Демко, Ю. А. Гурвич // *Prospects of world science – 2021: materials of the XVII International scientific and practical Conference, Sheffield, July 30 – August 7 2021.* Sheffield: Science and Education LTD., 2021. – V. 3. – P. 102 – 105.
13. Порожнюк, О. С. Применение многокритериального выбора в статике составных конструкций / О. С. Порожнюк, А. Ю. Демко, Ю. А. Гурвич // *Nauka: teoria i praktyka – 2021: materiały XVII Międzynarodowej naukowo-praktycznej konferencji, Przemysł, 07 – 15 sierpnia 2021.* – Przemysł, 2021. – Т. 2. – S. 56 – 63.
14. Демко, А. Ю. Применение методов многокритериальной идентификации и выбора в теоретической и прикладной механике / А. Ю. Демко, О. С. Порожнюк, Ю. А. Гурвич // *Nauka: teoria i praktyka – 2021: materiały XVII Międzynarodowej naukowo-praktycznej konferencji, Przemysł, 07 – 15 sierpnia 2021.* – Przemysł, 2021. – Т. 2. – S. 63 – 66.

*Поступила 01.02.2022*



Гурвич Ю. А., Демко А. Ю., Порожняк О. С.

## ИДЕНТИФИКАЦИЯ И МНОГОКРИТЕРИАЛЬНЫЙ ВЫБОР В КИНЕМАТИКЕ СЛОЖНОГО ДВИЖЕНИЯ ТОЧКИ

*Белорусская государственная академия авиации,  
Минск, Беларусь*

*В статье описываются методы идентификации и многокритериального выбора, реализованные в решениях пяти задач кинематики сложного движения точки.*

*Применение в учебном процессе этих задач идентификации и выбора кинематики сложного движения точки способствует: формированию у студентов навыков многокритериального мышления и сокращению разрыва между современными методами проектирования машин и их узлов в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА и знаниями обучающихся по учебной дисциплине «Теоретическая механика» раздел «Кинематика сложного движения точки».*

В последнее время для ускорения разработки и постановки на производство новых поколений автобусов, грузовых автомобилей, самосвалов, тракторов, в конструкторских бюро заводов Республики Беларусь стали успешно применять различные по сложности и объему расчетно-методические многокритериальные аппараты – РММА, базирующихся на методах векторной оптимизации параметров колесной техники. При формировании РММА используются методы математического моделирования, многокритериальной параметрической идентификации, многокритериального выбора, автоматического регулирования, множество Парето, вероятности и математической статистики, приближения функций.

В литературе по теоретической механике в разделе «Кинематика сложного движения точки» отсутствует изложение современных методов идентификации, выбора и многокритериального синтеза. Например, в учебнике по теоретической механике [1] установление связи между абсолютным движением точки, относительным движением и движением точки вместе с подвижной системой координат позволит решать две следующие задачи:

1) по заданному относительному движению точки и движению подвижной системы определить сложное движение;

2) заданное сложное движение разложить на составляющие движения.

Следовательно, произошел разрыв между знаниями студентов, полученными ими в Вузах и теми знаниями, которые потребуются им для практической деятельности.

В данной статье обучение студентов современным методам, необходимым для использования РММА на практике предлагается выполнить за счет введения в курс «Теоретическая механика» раздел «Кинематика сложного движения точки» – КСДТ методов многокритериальной идентификации и многокритериального выбора.

Цель работы. Разработать и применить методы идентификации и выбора в решениях задач кинематики сложного движения точки.

Для выполнения поставленной цели к двум существующим задачам КСДТ необходимо добавить три новые задачи, реализация которых позволит сократить разрыв между знаниями, получаемыми студентами в вузе, и теми знаниями, которые будут необходимы им для использования методов РММА на практике:

1. Задача о многокритериальной идентификации КСДТ.
2. Задача о многокритериальном выборе КСДТ.
3. Синтез КСДТ.

Данная статья состоит из трех частей, где цель работы реализована во второй и третьей частях путем последовательного рассмотрения постановки и решений пяти задач КСДТ.

### Основные определения и формулы КСДТ

Для решения новых задач идентификации и многокритериального выбора в КСДТ, необходимо использовать теорему Кориолиса и понятия: абсолютного, относительного и переносного движения точки, абсолютной скорости, абсолютного ускорения и их составляющих (рис. 1).

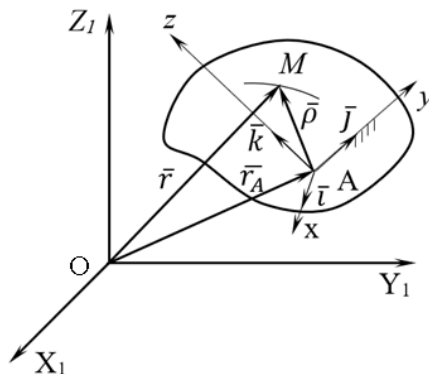


Рис. 1. Схема сложного движения точки:  $\bar{r} = \bar{r}(t)$  – абсолютное движение точки М относительно неподвижной системы координат  $X_1, Y_1, Z_1$ ;  $\bar{\rho} = \bar{\rho}(t)$  – относительное движение точки М относительно подвижной системы координат  $x, y, z$ , жестко связанной с движущимся телом;  $\bar{r}_A = \bar{r}_A(t)$  – переносное движение той точки тела, совпадающей в данное мгновение с движущейся точкой М, относительно неподвижной системы координат  $X_1, Y_1, Z_1$ .

Из рис. 1 следует, что абсолютное движение точки М определяется векторной зависимостью  $\bar{r} = \bar{\rho} + \bar{r}_A$ .

Возьмем от этой зависимости первую и вторую полные производные по времени, при этом используем формулы Бура, Пуассона и правило круговой подстановки. В результате получим, что: абсолютная скорость точки М равна геометрической сумме двух скоростей – относительной  $\bar{V}_r$  и переносной  $\bar{V}_e$  –  $\bar{V} = \bar{V}_r + \bar{V}_e$ ; абсолютное ускорение точки М равно геометрической сумме трех ускорений – относительного  $\bar{a}_r$ , переносного  $\bar{a}_e$  и ускорения Кориолиса  $\bar{a}_k$  –  $\bar{a} = \bar{a}_r + \bar{a}_e + \bar{a}_k$ .

Если относительное движение точки криволинейное, а переносное движение – вращательное, то последняя формула абсолютного ускорения точки М приобретает вид:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k, \quad (1)$$

где  $\bar{a}$  – абсолютное ускорение точки;

$\bar{a}_r^\tau$  – относительное тангенциальное ускорение точки;

$\bar{a}_r^n$  – относительное нормальное ускорение точки;

$\bar{a}_e^\tau$  – переносное тангенциальное ускорение точки;

$\bar{a}_e^n$  – переносное нормальное ускорение точки;

$\bar{a}_k$  – ускорение Кориолиса.

Слагаемые абсолютного ускорения в формуле (1) определяются из законов относительного и переносного движений. В работе рассматриваются только три вида переносного движения: поступательное прямолинейное, поступательное криволинейное и вращательное.

Из всего многообразия законов относительного и переносного движений в дальнейшем будут использованы только простейшие, имеющие вид:

$$S_r = B_1 t^n, \quad (2)$$

$$S_e = B_2 t^m, \quad (3)$$

$$\varphi_e = B_3 t^m, \quad (4)$$

где  $S_r$  – закон относительного прямолинейного или криволинейного движения;

$S_e$  – закон переносного поступательного прямолинейного движения;

$\varphi_e$  – закон переносного вращательного движения;

$B_1, B_2, B_3$  – постоянные положительные коэффициенты;  $n$  и  $m$  – целые числа;

$t > 0$ .

Определим составляющие абсолютного ускорения точки в следующей последовательности:

1. Из выражения (2) найдем  $a_r^\tau$  и  $a_r^n$ :

$$a_r^\tau = \ddot{S}_r = B_1 n(n-1)t^{n-2}. \quad (5)$$

Очевидно, что при показателе степени  $n = 1$   $a_r^\tau = 0$  – движение равномерное (5).

Относительное нормальное ускорение:

$$a_r^n = \frac{V_r^2}{\rho}, \quad (6)$$

где  $V_r$  – скорость относительного движения точки;

$\rho$  – радиус кривизны траектории точки в относительном движении.

Так как  $V_r = \dot{S}_r = B_1 n t^{n-1}$ , то

$$a_r^n = \frac{B_1^2 n^2 t^{2(n-1)}}{\rho}. \quad (7)$$

При прямолинейном относительном движении  $a_r^n = 0$ , т. к.  $\rho = \infty$  (7).

2. При определении составляющих переносного ускорения рассмотрим два случая:

– переносное движение поступательное прямолинейное – п. 2.1;

– переносное движение вращательное – п. 2.2.

2.1. Из выражения  $S_e = B_2 t^m$  определим  $a_e^\tau$  и  $a_e^n$ :

$$a_e^\tau = \ddot{S}_e = m(m-1)B_2 t^{m-2}. \quad (8)$$

При  $m = 1$ ,  $a_e^\tau = 0$  – переносное движение равномерное (8).

Нормальное ускорение характеризует изменение скорости по направлению, поэтому при переносном прямолинейном движении  $a_e^n = 0$ .

2.2. Из выражения  $\varphi_e = B_3 t^m$  определим  $a_e^\tau$  и  $a_e^n$ :

$$a_e^\tau = \varepsilon_e r = \ddot{\varphi}_e r, \quad (9)$$

где  $a_e^\tau$  – переносное тангенциальное ускорение;

$r$  – радиус окружности, которую описывает точка во вращательном переносном движении;

$\varepsilon_e$  – угловое ускорение переносного вращения тела.

Если  $m = 1$  то  $\varepsilon_e = 0$  и  $a_e^\tau = 0$  переносное вращение – равномерное (9).

$$\text{Переносное нормальное ускорение} – a_e^n = \omega_e^2 r, \quad (10)$$

где  $\omega_e$  – угловая скорость переносного вращения тела –  $\omega_e = \dot{\varphi}_e = m B_3 t^{m-1}$ ;

$$a_e^n = m^2 B_3^2 t^{2(m-1)} r. \quad (11)$$

$$\text{В случае переносного вращательного движения } a_e^n \neq 0. \quad (12)$$

3. Ускорение Кориолиса определим по формуле

$$\overline{a}_k = 2\overline{\omega}_e \times \overline{V}_r. \quad (13)$$

Если угол между векторами  $\overline{\omega}_e$  и  $\overline{V}_e$  обозначим  $\alpha$ , тогда модуль ускорения Кориолиса (13) определяется следующей зависимостью

$$a_k = 2\omega_e V_r \sin \alpha. \quad (14)$$

Ускорение Кориолиса (14) обращается в нуль, если хотя бы один из сомножителей  $\omega_e$ ,  $V_r$ ,  $\sin \alpha$  равен 0.

Определим количество и вид вариантов критерия  $\overline{a}$  – абсолютное ускорение точки, используя формулу (1) и простейшие законы относительного и переносного движений – (2), (3), (4), которые отличаются числом и видом векторных слагаемых абсолютного ускорения точки  $\overline{a}_r^\tau$ ,  $\overline{a}_r^n$ ,  $\overline{a}_e^\tau$ ,  $\overline{a}_e^n$ ,  $\overline{a}_k$ .

Пять критериев, каждый состоит из одного векторного слагаемого абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = 0, \bar{a} = \bar{a}_r^\tau, \bar{a} = \bar{a}_r^n, \bar{a} = \bar{a}_e^\tau, \bar{a} = \bar{a}_e^n.$$

Семь критериев, каждый состоит из сочетания по два векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n; \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau; \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^n; \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n; \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau; \bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n; \bar{a} = \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

Семь критериев, каждый состоит из сочетания по три векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\begin{aligned} \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau; \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n; \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n; \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k; \\ \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n; \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k; \bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k. \end{aligned}$$

Четыре критерия, каждый состоит из сочетания по четыре векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\begin{aligned} \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n; \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k; \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k; \\ \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k. \end{aligned}$$

Один критерий, содержащий пять векторных слагаемых абсолютного ускорения точки:

$$\bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n + \bar{a}_k.$$

### Задачи многокритериальной идентификации в КСДТ.

Задача № 1. Описание алгоритма идентификации одной из четырех схем движения точки, изображенных на рис. 2 по критериям – числу и виду слагаемых абсолютного ускорения точки  $\bar{a}_r^\tau, \bar{a}_r^n, \bar{a}_e^\tau, \bar{a}_e^n, \bar{a}_k$  с данными табл. 1 [2].

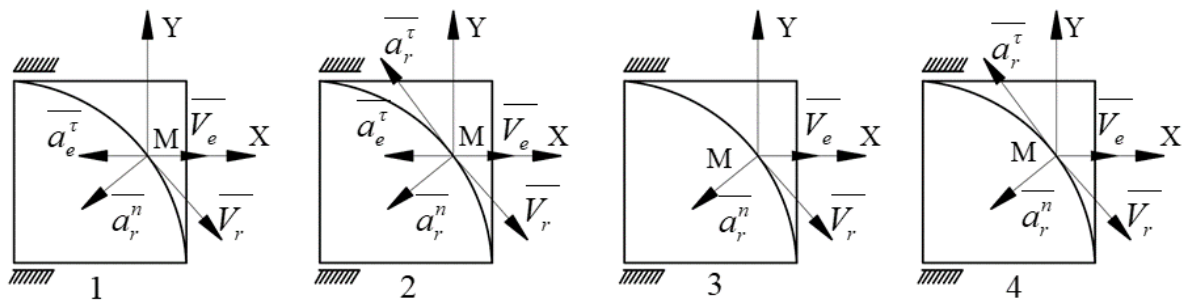


Рис. 2. Схемы сложного движения точки

Таблица 1 – Характеристики простых движений

Виды движений	Законы движений	Показатели степени	Угол $\alpha = (\bar{\omega}_e, \bar{V}_r)$
$r$ – криволинейное $e$ – поступательное прямолинейное	$S_r = B_1 t^n$ $S_e = -B_2 t^m$	$n = -2$ $m = -2$	Не существует

Решение. Идентифицируем табл. 1 какой-либо одной из четырех схем:

Относительное движение  $r$  криволинейное, поэтому критерий  $\overline{a_r^n} \neq 0$ , ему соответствуют все четыре схемы.

Переносное движение  $e$  поступательное прямолинейное. Поэтому, критерии  $\overline{a_e^n} = 0$  и  $\overline{a_k} = 0$ , им соответствуют также все четыре схемы.

Так как  $n = -2$ , то критерий  $\overline{a_r^\tau} \neq 0$ , векторы  $\overline{a_r^\tau}$  и  $\overline{V_r}$  направлены в противоположные стороны, поэтому показателю степени  $n$  из табл. 1 и критерию  $\overline{a_r^\tau}$  соответствуют только схемы 2 и 4.

Так как  $m = -2$ , то критерий  $\overline{a_e^\tau} \neq 0$ , векторы  $\overline{a_e^\tau}$  и  $\overline{V_e}$  направлены в противоположные стороны, поэтому показателю степени  $m$  из табл. 1 и критерию  $\overline{a_e^\tau}$  соответствуют схемы 1 и 2.

Поскольку угол  $\alpha$  не существует, то критерий,  $\overline{a_k} = 0$ , ему соответствуют все четыре схемы.

Результаты идентификации. Данным табл. 1 – характеристикам простых движений идентична только схема 2 по критериям – числу и виду слагаемых абсолютного ускорения точки  $\overline{a_r^\tau}$ ,  $\overline{a_r^n}$ ,  $\overline{a_e^\tau}$ .

Задача № 2. Описание алгоритма идентификации вариантов А, Б, В, Г движений точки по многим критериям – виду характеристик простых движений  $r$ ,  $e$ ,  $S_r$ ,  $\varphi_e$ ,  $n$ ,  $m$ ,  $\alpha$  (табл. 2) с заданными составляющими абсолютного ускорения точки  $\overline{a} = \overline{a_r^\tau} + \overline{a_e^n} + \overline{a_k}$  [3].

Таблица 2 – Варианты критериев – характеристики простых движений

Вариант А		Вариант Б	
$r$	Прямолинейное	$r$	Криволинейное
$e$	Вращательное	$e$	Вращательное
$S_r$	$S_r = B_r t^n$	$S_r$	$S_r = B_r t^n$
$\varphi_e$	$\varphi_e = B_3 t^m$	$\varphi_e$	$\varphi_e = B_3 t^m$
$n$	$n = 1$	$n$	$n = 2$
$m$	$m = 2$	$m$	$m = 1$
$\alpha$	$\neq k\pi, k = 0; 1$	$\alpha$	$\neq k\pi, k = 0; 1$
Вариант В		Вариант Г	
$r$	Прямолинейное	$r$	Прямолинейное
$e$	Вращательное	$e$	Вращательное
$S_r$	$S_r = B_r t^n$	$S_r$	$S_r = B_r t^n$
$\varphi_e$	$\varphi_e = B_3 t^m$	$\varphi_e$	$\varphi_e = B_3 t^m$
$n$	$n = 2$	$n$	$n = 2$
$m$	$m = 1$	$m$	$m = 2$
$\alpha$	$\neq k\pi, k = 0; 1$	$\alpha$	$\neq k\pi, k = 0; 1$

Решение. Проанализируем заданную формулу абсолютного ускорения точки –  $\bar{a} = \bar{a}_r^r + \bar{a}_e^n + a_k$ :

–  $\bar{a}_r^r \neq 0$ , следовательно, показатель степени  $n = 2$ , этому критерию не соответствуют вариант – А;

–  $\bar{a}_e^n = 0$ , критерий относительное движение г – прямолинейное, что не соответствует варианту Б;

–  $\bar{a}_e^r = 0$ , критерий  $m = 1$ , этому критерию не соответствуют варианты А и Г;

–  $\bar{a}_e^n \neq 0$ , критерий переносное движение е – вращательное. Этому критерию соответствуют все четыре варианта – А, Б, В, Г;

–  $a_k \neq 0$ , критерий  $\alpha \neq k\pi, k = 0;1$ , этому критерию соответствуют также все четыре варианта – А, Б, В, Г.

Результаты идентификации. Только вариант В идентичен всем критериям – характеристикам простых движений значению абсолютного ускорения точки –  $\bar{a} = \bar{a}_r^r + \bar{a}_e^n + a_k$ .

Задача № 3. Описание алгоритма идентификации вариантов движения точки А, Б, В, Г по многим критериям – характеристикам простых движений (табл. 3) со схемой на рис. 3 [4].

Таблица 3 – Варианты критериев

Вариант А		Вариант Б	
r	Прямолинейное	r	Криволинейное
e	Вращательное	e	Вращательное
S <sub>r</sub>	$S_r = B_1 t^n$	S <sub>r</sub>	$S_r = B_1 t^n$
Φ <sub>e</sub>	$\Phi_e = B_3 t^m$	Φ <sub>e</sub>	$\Phi_e = B_3 t^m$
n	$n = 1$	n	$n = 2$
m	$m = 2$	m	$m = 2$
α	$\alpha = k\pi, k = 0;1$	α	$\alpha = k\pi, k = 0;1$
Вариант В		Вариант Г	
r	Прямолинейное	r	Прямолинейное
e	Вращательное	e	Поступательное
S <sub>r</sub>	$S_r = B_1 t^n$	S <sub>r</sub>	криволинейное
Φ <sub>e</sub>	$\Phi_e = B_3 t^m$	Φ <sub>e</sub>	$S_r = B_1 t^n$
n	$n = 2$	Φ <sub>e</sub>	$\Phi_e = B_3 t^m$
m	$m = 1$	n	$n = 2$
α	$\alpha \neq k\pi, k = 0;1$	m	$m = 1$
		α	Не существует

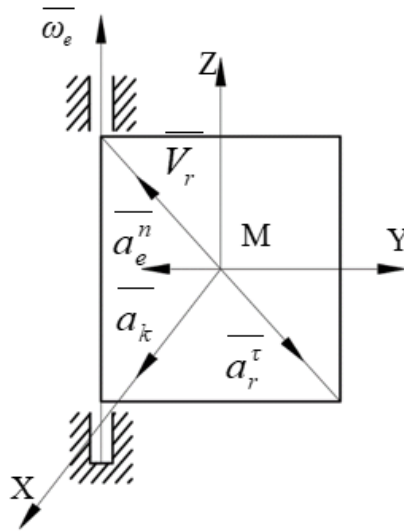


Рис. 3. Схема сложного движения точки

Решение. Проанализируем схему сложного движения точки на рис. 3:

–  $\overline{a_r^\tau} \neq 0$  критерий – показатель степени  $n = 2$ , этому критерию вариант А не соответствует;

–  $\overline{a_r^n} = 0$  критерий – относительное движение прямолинейное, этому критерию не соответствует вариант Б;

–  $\overline{a_e^\tau} = 0$  критерий –  $m = 1$ , этому критерию соответствуют варианты В и Г;

–  $\overline{a_e^n} \neq 0$  критерий – переносное движение вращательное, поэтому  $\overline{a_k} \neq 0$ . Этому критерию соответствуют все варианты – А, Б, В, Г;

–  $\overline{a_k} \neq 0$  критерий –  $\alpha \neq k\pi, k = 0; 1$ , этому критерию соответствует вариант В.

Результаты идентификации. Из четырех таблиц А, Б, В, Г данной схеме сложного движения точки на рис. 3 соответствует только вариант В.

**Задачи многокритериального выбора в КСДТ.**

Задача № 4. Описание алгоритма выбора слагаемых абсолютного ускорения точки  $\overline{a_r^\tau}, \overline{a_r^n}, \overline{a_e^\tau}, \overline{a_e^n}, \overline{a_k}$ , совершающей сложное движение, соответствующих заданным критериям – характеристикам простых движений, приведенным в табл. 4 [5].

Таблица 4 – Критерии выбора – характеристики простых движений точки

Критерии			
Виды движений	Законы движений	Показатели степени	Угол $\alpha = (\overline{\omega_e}, \overline{V_r})$
г – прямолинейное е – вращательное	$S_r = B_1 t^n \quad \varphi_e = B_3 t^m$	$n = 1$ $m = 1$	$\neq k\pi, k = 0; 1$

Решение. Проанализируем данные табл. 4:

– критерий – относительное движение прямолинейное, поэтому  $\overline{a_r^n} = 0$ ;

– критерий –  $n = 1$ , поэтому  $\overline{a_r^\tau} = 0$ ;



- критерии – переносное движение вращательное,  $m = 1$ , поэтому  $\overline{a_e^n} \neq 0, \overline{a_e^\tau} = 0$ ;
- критерий – угол  $\alpha \neq k\pi, k = 0;1$ , поэтому  $\overline{a_k} \neq 0$ ;

Результаты выбора. Абсолютное ускорение точки состоит из суммы двух векторных слагаемых  $\overline{a_e^n}$  и  $\overline{a_k}$ , каждое из которых не равно нулю –  $\overline{a} = \overline{a_e^n} + \overline{a_k}$ .

Задача № 5. Описание алгоритма выбора слагаемых абсолютного ускорения точки  $\overline{a_r^\tau}, \overline{a_r^n}, \overline{a_e^\tau}, \overline{a_e^n}, \overline{a_k}$ , совершающей сложное движение, соответствующих заданным критериям – характеристикам простых движений, приведенным в табл. 5.

Таблица 5 – Критерии выбора – характеристики простых движений точки

Критерии			
Виды движений	Законы движений	Показатели степени	Угол $\alpha = (\overline{\omega_e}, \overline{V_r})$
г – криволинейное е – поступательное прямолинейное	$S_r = B_1 t^n$ $S_e = -B_2 t^m$	n = 2 m = 2	Не существует

Решение. Проанализируем данные табл. 5:

- критерий –  $n = 2$ , поэтому  $\overline{a_r^\tau} \neq 0$ ;
- критерий – относительное движение криволинейное, поэтому  $\overline{a_r^n} \neq 0$ ;
- критерии – переносное движение поступательное прямолинейное,  $m = 2$ , поэтому  $\overline{a_e^n} = 0, \overline{a_e^\tau} \neq 0$ ;
- критерий – угол  $\alpha$  не существует так как  $\overline{\omega_e} = 0$ , поэтому  $\overline{a_k} = 0$ .

Результаты выбора. Абсолютное ускорение точки состоит из суммы трех векторных слагаемых  $\overline{a_r^\tau}, \overline{a_r^n}$  и  $\overline{a_e^\tau}$ , каждое из которых не равно нулю –  $\overline{a} = \overline{a_r^\tau} + \overline{a_r^n} + \overline{a_e^\tau}$ .

### Выводы.

1. Чтобы сократить разрыв между современными методами проектирования машин и их узлов в виде расчетно-методических многокритериальных аппаратов – РММА и знаниями, получаемыми студентами в вузах, необходимо уже сейчас на лекциях и на практических занятиях реализовывать пять задач КСДТ:

- задача – по заданному относительному движению точки и движению подвижной системы определить сложное движение;
- задача – заданное сложное движение разложить на составляющие движения;
- задача о многокритериальной идентификации КСДТ;
- задача о многокритериальном выборе КСДТ;
- синтез КСДТ.

2. Методы многокритериальной идентификации и многокритериального выбора реализованы в КСДТ на решении различных по сложности задач. Например, многокритериальная идентификация КСДТ реализована в решениях трех задач под номерами 1 – 3, многокритериальный выбор реализован в решениях двух задач под номерами 4 и 5.

3. При решении задач КСДТ с использованием критериев

$$\overline{a} = \overline{a_e^n};$$

$$\begin{aligned} \bar{a} &= \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^n; \quad \bar{a} = \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n; \quad \bar{a} = \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n; \\ \bar{a} &= \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^n; \quad \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n; \\ \bar{a} &= \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n; \quad \bar{a} = \bar{a}_r^\tau + \bar{a}_r^n + \bar{a}_e^\tau + \bar{a}_e^n. \end{aligned}$$

Возможно раздвоение переносного движения на два движения: поступательное криволинейное и вращательное.

4. Студенты, решая эти задачи, приобретают новые знания и навыки многокритериального мышления, идентификации и выбора, которые помогут им в дальнейшей учебе и в будущей трудовой деятельности при проектировании и создании новых перспективных моделей техники.

5. Задачи идентификации и выбора являются неотъемлемой частью многокритериального синтеза в КСДТ поэтому их необходимо ввести в курсы лекций по дисциплинам «Теоретическая механика», «Теория машин и механизмов», «Механика», «Детали машин», которые читают студентам, курсантам, магистрантам и аспирантам технических вузов.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Бутенин, Н. В. Курс теоретической механики. Том I. Статика и кинематика / Н. В. Бутенин, Я. Л. Лунц, Д. Р. Меркин // – М.: Наука, 1970. – 240 с.
2. Задачи идентификации в кинематике сложного движения точки / А. Ю. Демко и др. // Динамиката на съвременната наука – 2021 : мат. XVII международ. научна практична конф., София, 17–25 юли 2021 г.: София, 2021. – V.3. – С. 50–53.
3. Демко, А. Ю. Задачи многокритериальной идентификации в кинематике сложного движения точки / А. Ю. Демко, О. С. Порожнюк, Ю. А. Гурвич // Prospects of world science – 2021: materials of the XVII International scientific and practical Conference, Sheffield, July 30 – August 7 2021. Sheffield: Science and Education LTD., 2021. – V.3. – P. 99–102.
4. Демко, А. Ю. Применение методов многокритериальной идентификации и выбора в теоретической и прикладной механике / А. Ю. Демко, О. С. Порожнюк, Ю. А. Гурвич // Nauka: teoria i praktyka – 2021: materiały XVII Międzynarodowej naukowo-praktycznej konferencji, Przemysł, 07–15 sierpnia 2021. – Przemysł, 2021. – T.2. – S. 63–66.
5. Задачи выбора в кинематике сложного движения точки / А. Ю. Демко и др. // Aplikované vědecké novinky – 2021: materiály XVIII Mezinárodní vědecko – praktická konference, Praha, 22–30 červnců 2021. – Praha: Publishing House «Education and Science», 2021. – V.2 – P. 118–120.

*Поступила 01.02.2022*

УДК 620.178; УДК 621. 81: 621 – 192; УДК 681.3.06:629.114.2

**Капуста П. П.<sup>1</sup>, Муха А. С.<sup>2</sup>, Верес А. И.<sup>2</sup>**

## **ТЕХНОЛОГИЯ И ОБОРУДОВАНИЕ СБОРКИ РАМ ШАССИ ГРУЗОВЫХ АВТОМОБИЛЕЙ МЕТОДОМ ХОЛОДНОЙ КЛЕПКИ**

1. *Белорусский национальный технический университет*
2. *Минский автомобильный завод,  
Минск, Беларусь*

*В статье содержатся актуальные и полезные для ознакомления специалистов сведения о технологии и оборудовании сборки рам шасси грузовых автомобилей методом холодной клепки (лонжеронов и поперечин, различных кронштейнов и др. элементов).*

*Материалы являются обобщением передового опыта зарубежного и отечественного автомобилестроения, а также внедренных в серийное производство рам грузовых автомобилей Минского автомобильного завода, результатов собственных исследований авторов. Замена ранее применяемой горячей клепки на холодную позволила увеличить ресурс в километрах пробега не менее, чем в 3 раза при вероятности неразрушения 0,95. Применение предложенного метода позволило уменьшить количество дорогостоящих болтовых соединений высокопрочными болтами импортного производства.*

*Полученные результаты в данной области и могут быть полезны для развития исследований по конструкторско-технологическому обеспечению надежности на стадии создания сборных несущих конструкций, методологии их ресурсного проектирования, что является необходимым условием повышения качества и конкурентоспособности грузовых автомобилей.*

**Вводные положения. Обоснование и цель проведенных разработок.** Рама автомобиля является одним из основных элементов автомобиля, от которого во многом зависят ходовые качества, надежность, долговечность и комфорт. Традиционно элементы рамы (лонжероны и поперечины), а также кронштейны крепления различных навесных узлов и агрегатов к раме соединяются посредством, как правило, заклепочных соединений. В раме автомобиля заклепочные соединения работают в условиях сложного нагружения. Они подвержены одновременному воздействию растягивающих, срезающих и изгибающих нагрузок. На Минском автомобильном заводе внедрена технология клепки «в холодную», которая имеет свои преимущества перед заклепочными соединениями склепанной «в горячую».

Технология изготовления заклепочных соединений методом горячей клепки, ранее применяемая, заключается в следующем. Процесс горячей клепки сопровождается разогреванием стержня и закладочной головки заклепки между электродами машины для точечной сварки. Нагрев производится до температуры горячей обработки металлов давлением с целью обеспечения необходимой пластичности металла. Затем производится процесс склепывания – формообразование замыкающей головки заклепки гидроскобой. В результате термической усадки при остывании стержень заклепки сжимается, а соединяемые листы стягиваются. Ранее проведенными исследованиями экспериментально на образцах установлено, что зазор между стержнем заклепки и стенкой отверстия составляет от 0,05 до 0,5 мм. Разогрев заклепки неравномерный, стержень заклепки в месте образования замыкающей головки разогревается выше; это приводит к неравномерному заполнению отверстия деформируемым металлом. Разница в диаметре достигает 0,3 мм (наибольший диаметр стержня заклепки в зоне его замыкающей головки). Установленная разница в заполнении отверстия может вызвать повышенную нагруженность закладной головки заклепки.

Целью проведенных исследований является разработка конструкций и технологии производства рам грузовых автомобилей методом холодной клепки, обеспечивающей повышение надежности соединений и долговечности несущих конструкций.

**Описание метода, процесса и основных характеристик соединений холодной клепкой.** На рис. 1 и 2 приведены, соответственно, трехмерная модель рамы седельного магистрального тягача и пример заклепочного соединения кронштейна с лонжероном рамы.



Рис. 1. Трехмерная модель рамы седельного тягача



Рис. 2. Заклепочное соединение

Процесс холодной клепки заключается в холодном пластическом деформировании замыкающей головки и тела заклепки с помощью гидроскобы. При этом сначала идет деформация стержня с заполнением зазора между телом заклепки и отверстием в лонжероне или кронштейне, и только после этого формирование замыкающей головки. Усилие при клепке в «горячую» составляет 22–26 т, в «холодную» 40–50 т, а давление, развиваемое гидростанцией равно 150–160 атмосфер при «горячей», при «холодной» – 200–250 атм. С целью уменьшения усилия клепки замыкающей головке придается форма усеченного конуса.

Применение, в том числе, некоторыми зарубежными автостроительными фирмами для изготовления рамных конструкции грузовых автомобилей «холодных» заклепочных соединений вызвано следующими значительными преимуществами:

- жесткость соединений «холодных» заклепочных соединений выше чем «горячих» (зазор в соединении первых до 0,11 мм, вторых до 0,5 мм);
- предел выносливости «холодных» заклепочных соединений выше «горячих» на 65 %;
- применение меньшего количества заклепочных соединений с меньшим диаметром (например, на автомобилях MAN – 50 шт. диаметром 14 мм «холодных», на МАЗах – до 200 шт. диаметрами 14 и 16 мм «горячих»);
- экономический эффект обоснован снижением потребления электроэнергии, затрачиваемой на разогрев заклепок;

– уменьшение затрат для обеспечения на рабочих местах требуемых санитарных норм.

К недостаткам можно отнести необходимость применения мощных гидроскоб и гидростанций.

Технологией холодной клепки рам МАЗ предусматривается:

– клепка лонжеронов с кронштейнами и усилителями «в холодную» на закупаемом оборудовании;

– сборка рам на болтовых соединениях на вертикально замкнутом, тележечном конвейере.

Изучение опыта изготовления рам на заводах дальнего зарубежья (VOLVO, MAN и др.) показывает, что в местах, недоступных для клепки или требующих больших габаритов скоб, применяются наравне с заклепочными – болтовые соединения.

Поэтому и на МАЗ в труднодоступных для клепки местах, а также для крепления чугунных кронштейнов было принято решение использовать фланцевое самостопорящееся болтовое соединение класса прочности – болт 10,9 и гайка 10.

Жесткость «холодных» заклепочных соединений выше чем «горячих» в 1,32–3,32 раза;

– долговечность «холодных» заклепочных соединений выше «горячих» в 6,5–10,1 раз;

– предел выносливости «холодных» заклепочных соединений выше «горячих» на 65 %.

Кроме того, внедрение «холодной» клепки влечет за собой:

– уменьшение затрат для обеспечения на рабочих местах требуемых санитарных норм (75 клепальщиков, из них 6 человек имели профзаболевания);

- улучшение экологических условий работы клепальщиков;
- улучшение ремонтпригодности выпускаемых рам;
- в целом возрастает качество изготовления рам.

В то же время внедрение холодной клепки влечет за собой необходимость закупки технически сложного оборудования и высокопрочного фланцевого крепежа.

**Краткое описание технологического процесса холодной клепки, применяемого оборудования, инструмента и материалов (рис. 3, 4).**

**Участок холодной клепки.** Подача деталей и комплектующих на участок производится по двухстороннему проезду расположенному у оси 80, эл. тележками, электро- и автопогрузчиками. Подача габаритных грузов осуществляется по тому же одностороннему проезду с выходом через проезд участка «рама 500». Подача лонжеронов осуществляется через проезд низкого пролета РМЦ (оси ОО – ПП), при этом ручными шлагбаумами перекрывается проход со стороны бытовок РМЦ. При подаче автомобиля задним ходом, руководство водителем осуществляется транспортировщиком рамного цеха.

Лонжероны подаются на участок сверления, который состоит из 4-х линий по 5-ть радиально-сверлильных станков. После сверления лонжероны передаются с помощью кранов-опорных на участок клепки.

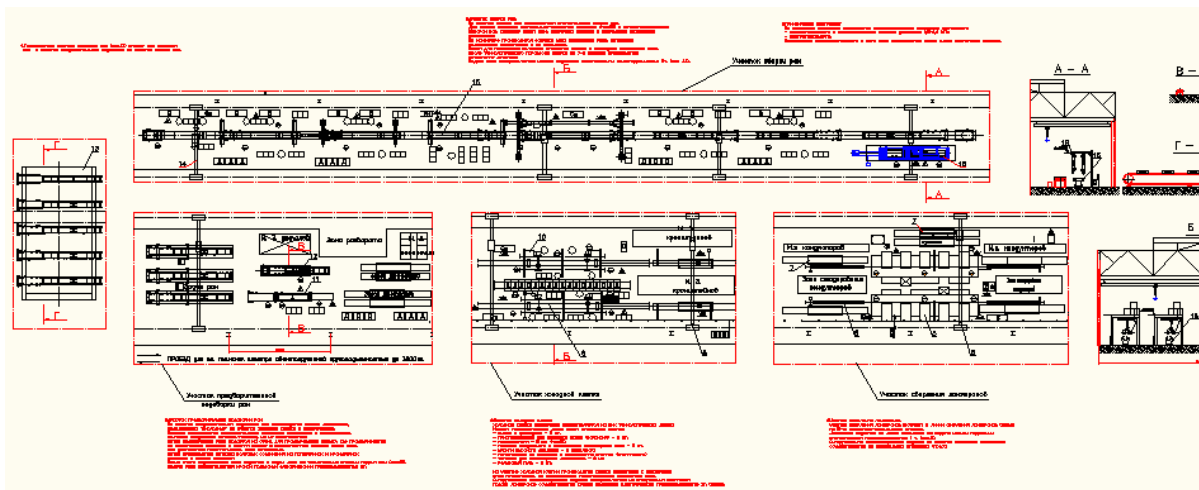


Рис. 3. Технологическая планировка цеха сборки рам методом холодной клепки

Клепка производится на 4-х линиях холодной клепки фирмы «ХУДАС» (рис. 4), после чего поступают на участок сборки рам.

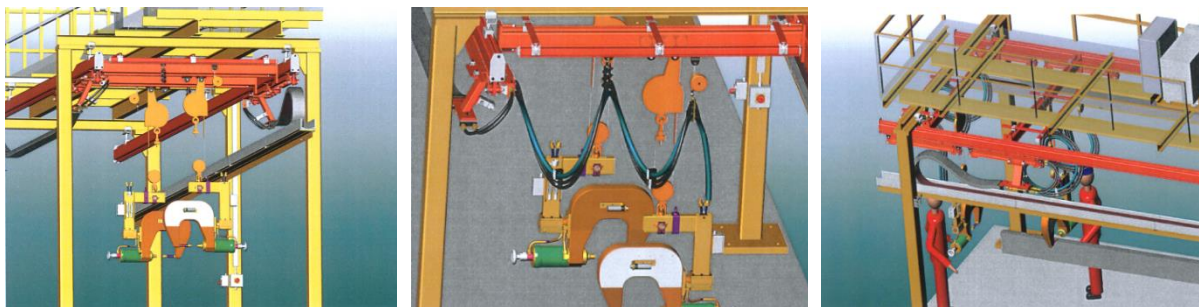


Рис. 4. Общий вид линии холодной клепки фирмы «ХУДАС»

Складирование межоперационных заделов на участках сверления, клепки и перед сборкой осуществляется в специальных стеллажах ОП.

После сборки на стендах поз. 26, 25 или 24 рамы устанавливаются на горизонтально замкнутый тележечный конвейер, где производится окончательная досборка рам.

Дальше рамы устанавливаются на тележку транспортной системы и транспортируются через магистральный проезд, после чего складировются на стеллажах ОР или транспортируются транспортной системой ТР на окраску.

*Участок мелкосерийной сборки и складирования рам.* Применяемый инструмент: пневмогайковерты и пневмосверлилки с рабочим давлением в 0,5–0,6 МПа; электрогайковерты с напряжением 220 В.

По результатам тендера предпочтение отдано фирме «HYDAC» (Германия).

Состав оборудования поставляемого по контракту №139/2-276-05-169:

- скоба с цилиндром – 9 шт.;
- приспособление для подвески – 9 шт.;
- электрооборудование – 9 шт.;
- гидростанции – 9 шт.;
- балансир – 9 шт.;
- порталы продольного и поперечного перемещения скоб – 4 компл.;
- шланги высокого давления – 150 м.;
- конструкции по подвеске и перемещению шлангов (шлюп кабель) – 8 шт.;
- комплект инструмента – 1;
- комплект запасных частей – 1.

За это время вся ПСД была разработана и передана в УСР на изготовление. Был освобожден высокий пролет РМЦ с перемонтажем на ЛитМаш. В настоящее время все работы завершены. Все оборудование и оргоснастка изготовлены и смонтированы.

Пропускная способность участка в РМЦ – 110 рам в сутки (номинальная).

Такт выпуска –  $t = 10,4$  мин.

*Технология изготовления рам.*

1. Лонжероны по проезду РМЦ подаются из КЗТШ лонжероновозом.
2. Лонжероны поставляются в пакетах и складировются на стеллажах.
3. Пакет лонжеронов подается на участок сверления опорным краном на подставки для распаketирования, а затем на линию сверления.

4. После сверления лонжероны подаются на стол для контроля наличия отверстий, затем складировются в специальных подставках перед линиями клепки.

5. Клепка лонжеронов выполняется на импортном оборудовании в следующей последовательности:

– лонжерон укладывается в ложементы кантователя и фиксируется в вертикальном положении;

– затем тележка закатывается в зону клепки;

– клепка производится 2 клепальщиками одновременно (1-й – с начала лонжерона и до середины, 2-й – с середины до конца).

6. Затем лонжероны подаются на стенд сборки рам поз. 24, где собираются на бордах и болтах с поперечинами рамы.

7. Затем подсобранная рама подается на стенды для проштыривания:

– семейства МАЗ 6430 и 6422 – на стенде поз. 25;

– семейство МАЗ 4370 – на стенде поз. 23, где проштыривается по передним кронштейнам передней и задней рессор, с выдерживанием размера между ними (чем достигается параллельность осей).

8. Затем производится затяжка болтов на поперечинах (не в полном объеме). Рама подается на сборочный конвейер рам. Конвейер тележечный цепной по типу конвейера сборки рам. Конвейер оборудован механизмом переворота.

9. На конвейере производится затяжка всех соединений рамы, установка недостающих кронштейнов и их крепления с одной стороны, после переворота – с другой. Переворот осуществляется за отверстие первой и последней поперечины.

10. После конвейера рама подается на контрольный стенд поз. 29, где производится приемка службой ОТК. Стенд имеет возможность переворота рамы на 180° (3-х осные рамы предварительно идут на стенд поз. 28 для обсерливания под крепление тележки).

11. Имеется 2 дефектовочных стенда: 1-й – поз. 30 для обеспечения размеров рамы по ширине, 2-й – по устранению монтажной закрутки рамы поз. 27 (величина монтажной закрутки рам  $\pm 5$  мм, допуск по ширине рам  $\pm 3$  мм.).

12. Имеется контрольный стенд (поз. 38) для контроля габаритных размеров рамы и ее монтажной закрутки.

13. На все эти стенды рама попадает только при наличии отступлений.

14. Далее принятые ОТК рамы транспортируются на участок окраски тележкой поз. 31 (по 4 штуки).

На период монтажа оборудования и его отладки транспортировка рам на окраску будет осуществляться рамовозом согласно утвержденной ТТО схемой движения.

Конструкция холодноклепаной рамы следующая:

- лонжероны склепываются с кронштейнами в холодную;
- рамы собираются на самостопорящихся болтах.

Для обеспечения прочности в КД рамы применен самостопорящийся фланцевый крепеж класса прочности 10, 10.9.

Для обеспечения качества крепежных соединений рам был проведен тендер и закуплены у фирм «ПКФ Инструмснаб» и ЗАО «Линтера», прогрессивные гайковерты с регулируемым моментом затяжки, а также балансир и блоки подготовки воздуха к ним, в том числе для рамного цеха, следующих моделей:

2135 GTI	– 13 шт.	5040 TANI EV	– 3 шт.
CP 797-6	– 6 шт.	CP6041 ТЕВАВ	– 4 шт.
5040 TALI EV	– 2 шт.	CP6060 ТЕСАК	– 6 шт.

Также были направлены запросы на ведущие заводы – производители крепежа России (Красная Этна, БЕЛЗАН, РААЗ). Российские заводы ведут подготовку производства по освоению высокопрочного фланцевого крепежа, но опытных образцов так и не было представлено.

В связи с такой ситуацией было принято решение (тех. советом) закупить импортный крепеж. Такой крепеж был поставлен фирмами Германии, Италии и «ЗТС» (Саратов), болты Китая.

На всех этих болтах были собраны рамы и проведены испытания. Результаты испытаний по болтам германским и итальянским – положительные. Предварительные испытания рам на болтах «ЗТС» дали также положительный результат.

Разработано и изготовлено нестандартное оборудование. Холодная клепка позволяет получить экономический эффект от экономии электроэнергии и экономии воды на охлаждение нагревательных машин при горячей клепке.

При внедрении холодной клепки основными статьями затрат являются следующие: закупка оборудования и фланцевого крепежа (табл. 1).

Таблица 1 – Усредненное количество крепежа на раме автомобиля

Горячая клепка		Холодная клепка	
заклепки	болты	заклепки	болты
199	22	119	102

Экономия материальных средств достигается за счет следующих факторов: уменьшение потребления электроэнергии; сокращение длительности отпуска работающих; уменьшение тарифной ставки за счет исключения горячей сетки.

Общий годовой баланс составит затраты на закупку крепежа – экономия материальных средств за дополнительные дни к отпуску – экономия материальных средств от доплат за вредность – экономия электроэнергии.

**Заключение.** В статье содержатся актуальные и полезные для ознакомления специалистов сведения о технологии и оборудовании сборки рам шасси грузовых автомобилей методом холодной клепки (лонжеронов и поперечин, различных кронштейнов и др. элементов).

Материалы являются обобщением передового опыта зарубежного и отечественного автомобилестроения, а также, внедренных в серийное производство рам грузовых автомобилей Минского автомобильного завода, результатов собственных исследований авторов статьи. Замена ранее применяемой горячей клепки на холодную позволила увеличить ресурс в километрах пробега не менее, чем в 3 раза при вероятности неразрушения 0,95. Применение предложенного метода позволило уменьшить количество дорогостоящих болтовых соединений высокопрочными болтами импортного производства.

При внедрении холодной клепки рам дополнительные затраты на одну раму компенсируются следующими факторами: улучшением потребительских свойств рамы (прочность, долговечность, ремонтпригодность); улучшение условий труда клепальщиков; сокращение затрат на устранение брака за счет улучшения ремонтпригодности.

Полученные результаты в данной области и могут быть использованы для развития исследований по конструкторско-технологическому обеспечению надежности на стадии создания сборных несущих конструкций, методологии их ресурсного проектирования, что является необходимым условием повышения качества и конкурентоспособности грузовой автомобильной техники [1–3].

## ЛИТЕРАТУРА

1. Капуста П. П. Учет технологий изготовления и упрочнения деталей при ресурсном проектировании машин заданной надежности// Технология, оборудование, автоматизация, неразрушающий контроль процессов нагрева и упрочнения деталей на машиностроительных предприятиях: Сб. научн. трудов под ред. П. С. Гурченко. – Мн.: УП «Технопринт», 2002. – С. 154–162.

2. Капуста П. П., Верес А. И., Слабко И. А. Экспериментальные исследования сопротивления усталости и разработка новой сборной конструкции рамы двухосного магистрального автомобиля-тягача с повышенным ресурсом// Грузовик. – 2011, № 5. – С. 2, 3, 40–44.

3. Капуста П. П. Принципы обеспечения надежности и ресурсного проектирования несущих систем мобильных машин// Грузовик. – 2013, № 3. – С. 24–31.

*Поступила 18.07.2022*

УДК 620.178; УДК 621. 81: 621 – 192; УДК 681.3.06:629.114.2

Капуста П. П.<sup>1</sup>, Горко Е. А.<sup>2</sup>, Старостин Ю. А.<sup>2</sup>, Казерский А. А.<sup>1,2</sup>, Францкевич А. И.<sup>2</sup>

### ТЕХНОЛОГИЯ И ОБОРУДОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВА ГНУТЫХ ДЕТАЛЕЙ НЕСУЩИХ КОНСТРУКЦИЙ ШАССИ БОЛЬШЕГРУЗНЫХ АВТОМОБИЛЕЙ

*1. Белорусский национальный технический университет*

*2. Минский завод колесных тягачей,  
Минск, Беларусь*

*Охарактеризованы основные технологические задачи обработки материалов давлением при производстве несущих конструкций большегрузных автомобилей: расширение области применения путем замены литых и кованных деталей; широкое распространение благодаря простой конструкции инструмента; снижение расходов материала путем применения точных заготовок (без дальнейшей механической обработки деталей),*



рационального раскроя; увеличение производительности путем механизации и автоматизации процессов.

Рассмотрены оборудование и инструмент, применяемый для производства несущих конструкций большегрузных автомобилей. Использованная информация по характеристикам оборудования и применяемых материалов получена на основании анализа фирм производителей. В статье содержатся актуальные и полезные сведения о технологии и оборудовании для производства холодногнутых деталей (лонжеронов и поперечин рам, различных кронштейнов, элементов ведущих мостов, осей, платформ и др.) шасси большегрузных автомобилей. Материалы являются обобщением передового опыта зарубежного и отечественного автомобилестроения в данной области и могут быть полезны для развития исследований по конструкторско-технологическому обеспечению надежности на стадии создания сборных несущих конструкций, методологии их ресурсного проектирования, что является необходимым условием повышения качества и конкурентоспособности грузовых автомобилей.

**Технологические задачи обработки материалов давлением при производстве несущих конструкций большегрузных автомобилей.** Обработка материалов давлением широко применяется в машиностроительной, приборостроительной и других отраслях промышленности [1–5]. Наибольшее распространение обработка материалов давлением получила в крупносерийном и массовом производстве, где большие масштабы выпуска позволяют применять более совершенные, хотя и более сложные и дорогие технологии.

Наряду с этим, в настоящее время обработка материалов давлением применяется в мелкосерийном и даже единичном производстве.

Применительно к обработке материалов давлением при производстве несущих конструкций автомобилей имеются следующие задачи:

- расширение области применения путем замены литых и кованных деталей;
- широкое распространение благодаря простой конструкции инструмента;
- снижение расходов материала путем применения точных заготовок (без дальнейшей механической обработки деталей), рационального раскроя;
- увеличение производительности путем механизации и автоматизации процессов.

Толщина применяемого при изготовлении несущих конструкций материала достигает до 30 мм. Замена литых и кованных деталей дает значительные технико-экономические преимущества: снижение веса деталей от 25 до 50 %, уменьшение расхода металла от 30 до 70 %, снижение трудоемкости от 50 до 80 %.

Увеличение прочности и жесткости деталей достигается:

- благодаря более высоким механическим свойствам исходного, в большинстве случаев горячекатаного листового металла;
- в результате упрочнения металла при холодной пластической деформации;
- вследствие более целесообразного распределения металла по сечению профиля;
- обработкой материалов давлением в производстве несущих конструкций автомобилей пытаются добиться основной цели: получить полностью законченную деталь, не требующую дальнейшей обработки резанием.

**Оборудование и инструмент, применяемый для производства несущих конструкций большегрузных автомобилей.** Комплекс высокотехнологичного оборудования для производства лонжеронов автомобильных шасси содержит набор основного и вспомогательного оборудования, равно как и инструментов, и позволяет производить выпуск широкого ассортимента лонжеронов для транспортных средств, изготавливаемых на МЗКТ. Линия для производства лонжерона представляет собой замкнутый цикл.

Линия состоит из следующих устройств:

- станок для дробеметной очистки листов – RA 1600x500, мощность турбин 4 x 15 кВт;

- машина для обработки продольной кромки листа перед сваркой – «G. B.C. IndustrialTools» CH 15;
- комплекс лазерного раскроя листа – LVD IMPULS 12030;
- два листогибочных прессы в тандемном исполнении – рабочая длина 13100 мм, LVD PPEBH 400/40 и LVD PPEBH 1000/91;
- роботизированная сварочная система – Varstroj Almega AX-V4LAP;
- специальный сверлильный станок – MZOR MS21GMF2-14.

**Станок для дробеметной очистки GOSTOLR 1600x500 (рис. 1).** Основные технические характеристики: максимальная ширина листов – 1600 мм; мин. – макс. длина листов – 3–10 м; максимальная ширина профилей – 1,000 мм; максимальная высота профилей – 400 мм; скорость роликового транспортера – 0,3–2 м/мин; максимальная нагрузка на роликовый транспортер 780 кг/м; минимальная толщина стали, min: 6 (5) мм. Более тонкие листы обрабатываются дробеметной очисткой на суппортном каркасе.

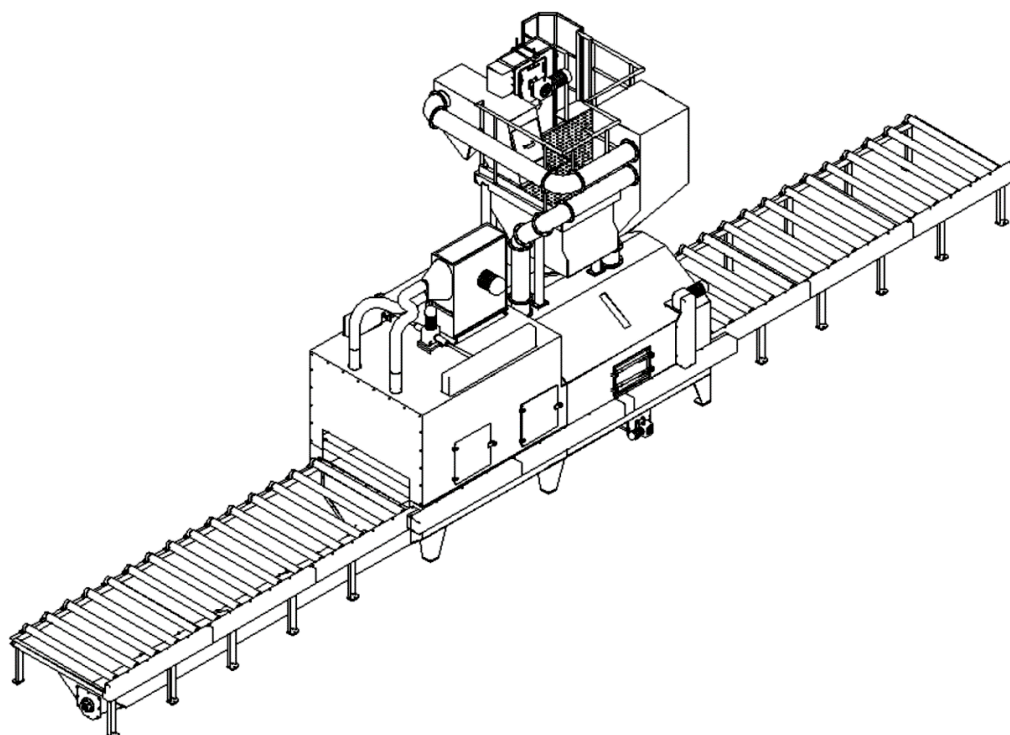


Рис. 1. Станок для дробеметной очистки листового металла R 1600 x 500 «GOSTOLTST»

*Ключевые слова:*

*Машина для обработки продольной кромки листа перед сваркой (рис. 2).*

Основные технические характеристики: скорость обработки – 1,5/3,0 м/мин; направление обработки – слева/справа; толщина листового металла – 6–8 мм; угол получаемой фаски 22° 30', 30°, 37° 30', 45°, 55°.

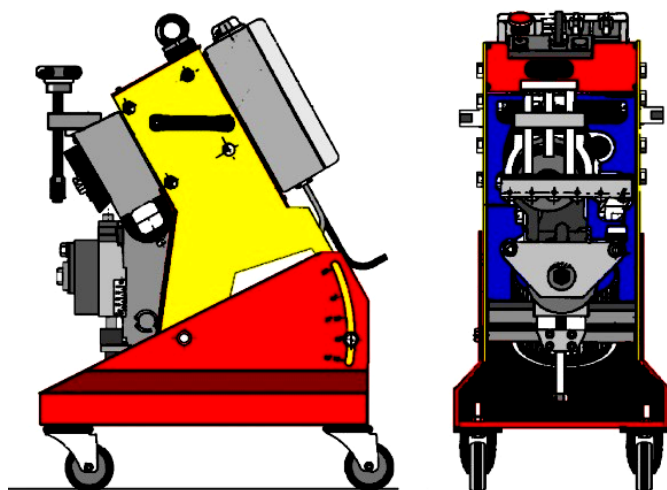


Рис. 2. Машина для обработки продольной кромки листа перед сваркой «G. B.C. Industrial Tools» CH 15

Размеры фаски (рис. 3) в зависимости от толщины материала представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Длина кромки в зависимости от угла, срезаемой фаски

$\alpha, ^\circ$	L, мм
22° 30'	18
30°	18
37° 30'	17
45°	16
55°	14

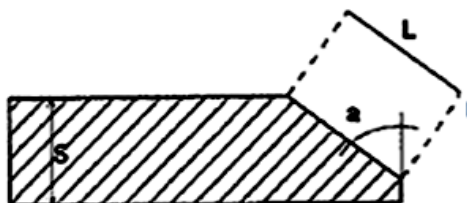


Рис. 3. Параметры фаски

Комплекс лазерного раскроя листа – LVDIMPULS 12030. Резка отдельных частей лонжерона и усилителей выполняется на устройстве лазерной резки. Вырезаются все контуры, пазы и отверстия за исключением отверстий, которые сверлятся после сварки или после сборки лонжеронов в шасси, или предназначены под нарезку резьбы.

Основные технические характеристики: максимальные размеры листа: 3100 × 12500 мм; перемещение оси X: 3150 мм; перемещение оси Y: 4050 мм; перемещение оси Z: 280 мм; максимальная скорость позиционирования: по оси X – 60 м/мин; по оси Y – 84 м/мин; по оси Z – 24 м/мин; точность повторения: ± 0,02 мм; точность позиционирования: ± 0,05 мм/м; используемый лазерный газ: смесь He (гелий), N<sub>2</sub> (азот); режущие газы: CO<sub>2</sub> (двуокись углерода); O<sub>2</sub> (кислород) или N<sub>2</sub> (азот); или сжатый воздух. Тип лазера: GE-FanucRFCO<sub>2</sub> лазер. Система определения положения листа: Laser-eye (Лазерный-глаз).

*Тандем листогибочных прессов LVDPPEBH 400/40 и LVDPPEBH 1000/91*

Основные технические характеристики:	РРЕВ-Н 1000/91	РРЕВ-Н400/40
Рабочее усилие, т	1000	400
Рабочая длина, мм	9 100	4 000
Расстояние между стойками, мм	8 050	3 150
Ход балки, мм	600	600
Точность угла гибки,	$\pm 15$	$\pm 15$
Скорость подхода, мм/с	80	100
Рабочая скорость, мм/с	8,5	11
Скорость возврата, мм/м	85	120
Ширина стола, мм	300	300

*Инструментальная оснастка*

*Матрицы:*

V50\_78\_130 – Одноручьевая матрица с раскрытием 50 мм, углом раскрытия 78°, высотой 130 мм, длина секции 508 мм.

V60\_78\_130 – Одноручьевая матрица с раскрытием 50 мм, углом раскрытия 78°, высотой 130 мм, длина секции 508 мм.

V80\_78\_130 – Одноручьевая матрица с раскрытием 50 мм, углом раскрытия 78°, высотой 130 мм, длина секции 508 мм.

*Пуансоны:*

R30\_R7 – пуансон радиусом 7 мм, длинна секции 508 мм.

R30\_R10 – пуансон радиусом 10 мм, длинна секции 508 мм.

R30\_R16 – пуансон радиусом 16 мм, длинна секции 508 мм.

R30\_R24 – пуансон радиусом 24 мм, длинна секции 508 мм.

Общий вид тандема листогибочных прессов представлен на рис. 4.

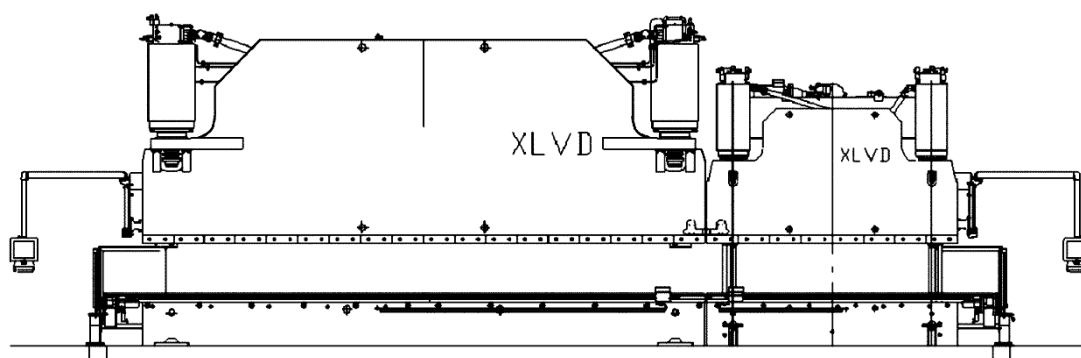


Рис. 4. Тандем листогибочных прессов LVD РРЕВН 400/40 и LVD РРЕВН 1000/91

*Роботизированная сварочная система (РСС) VarstrojAlmegaAX-V4LAP (рис. 5).* Система состоит из следующих элементов: робот-манипулятор AX V4L AP; роботизированный контроль AX-C (на базе ПК); пульт программирования (удобный для пользователей); пульт управления. Основные характеристики робота-манипулятора AX V4L AP: кол-во осей – 6; воспроизводимость –  $\pm 0,1$  мм; датчик положения – абсолютный датчик; рабочая область –  $6,53 \text{ м}^2 \times 340^\circ / 2008 \text{ мм}$ .

Общий вид сварочной системы представлен на рис. 5.

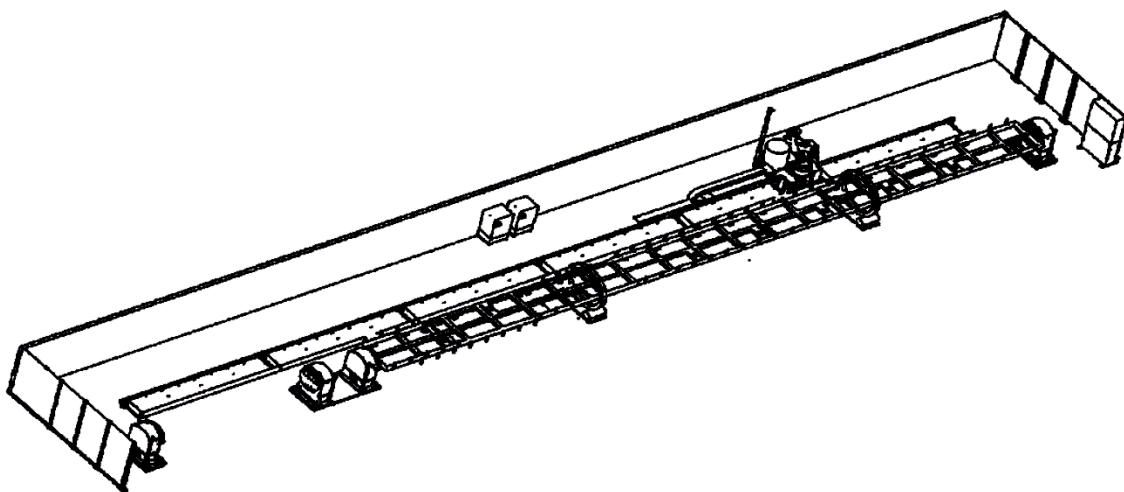


Рис. 5. Роботизированная сварочная система

*Продольно сверлильно-фрезерный станок МС21ГМФ2-14. Общий вид станка представлен на рис. 6.*

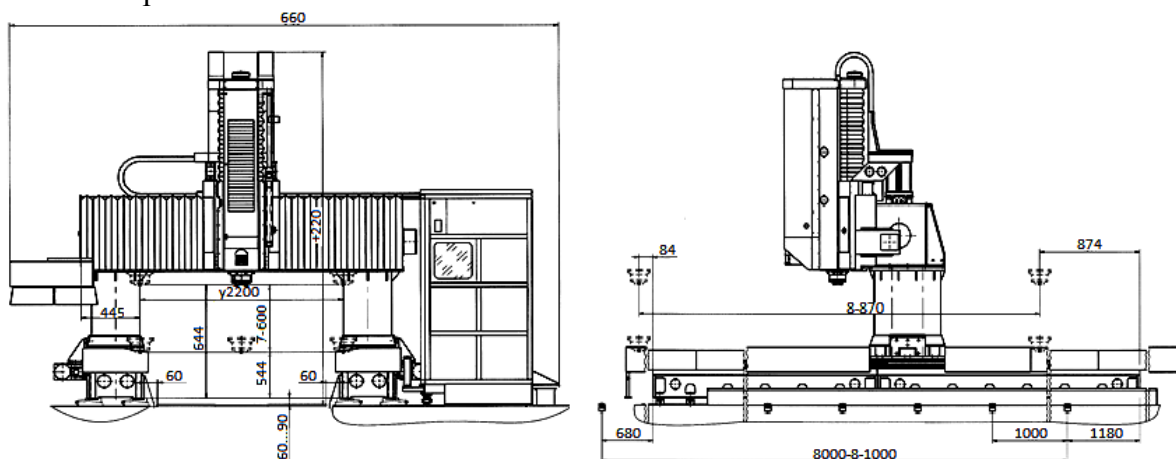


Рис. 6. Продольно сверлильно-фрезерный станок МС21ГМФ2-14

**Описание технологического процесса гибки деталей несущих конструкций большегрузных автомобилей. Дробеметная очистка.** Непрерывной дробеметной очисткой стальной лист очищается от примесей, таких как жиры, любые остатки коррозионного слоя и окалины, которые возникают при прокатке и хранении. Поверхность стального листа после очистки должна быть яркая и шероховатая. Таким образом, очищенный стальной лист отлично подходит для лазерного раскроя, а сварка выполняется легче и быстрее, без оксидных включений в швах. Шероховатая поверхность, образовавшаяся после дробеметной очистки, повышает прочность сцепления наносимых антикоррозионных покрытий.

Качество визуальной чистоты поверхности определяется на основе шведского стандарта SIS 05 59 00–1967, обозначаемое четырьмя степенями подготовки поверхности, то есть:

- Sa 1 легкая струйная очистка – при осмотре без увеличения поверхность должна быть свободной от видимых: масла, смазки и грязи, а также от слабопристающих: окалины, ржавчины, краски и посторонних частиц;

- Sa 2 тщательная струйная очистка – широко известная как заводская струйная очистка, низшая к «Sa» 2 ½;

– Sa 2 ½ очень тщательная струйная очистка – любые оставшиеся следы загрязнений должны выглядеть только как легкое окрашивание в виде пятен или полос, низшая к «Sa» 3;  
– Sa 3 струйная очистка до визуальной чистой стали – при осмотре без увеличения поверхность должна быть свободной от видимых: масла, смазки и грязи, а также от прокатной окалины, ржавчины, краски и посторонних частиц, должна иметь однородную металлическую окраску.

Чистота поверхности после дробеметной очистки зависит от поверхности исходного листа.

Описываются четыре степени ржавчины, обозначаемые соответственно A, B, C и D: A – поверхность стали, покрытая в большой степени прочно прилегающей прокатной окалиной, но почти не имеющая ржавчины; B – поверхность стали, начавшая ржаветь и с которой начинает отставать прокатная окалина; C – поверхность стали, с которой прокатная окалина исчезла в результате ржавления или с которой она может быть удалена, но на которой наблюдается некоторый питтинг при нормальном обозрении; D – поверхность стали, с которой прокатная окалина исчезла в результате ржавления и на которой наблюдается общий питтинг при нормальном обозрении.

Требуемый по ISO 8501–1:1988(p) класс чистоты Sa2 (Sa2.5, Sa3) достигается при: скорости подачи стального листа 1,2–1,5 м/мин; потоке гранул 850 кг/мин и использовании 60 % гранул из абразивного материала  $d = 0,84$  и 40 % гранул из дробимого материала  $d = 1,19$ .

*Подготовка сварных швов.* В технологическом процессе предусматривается стыковой шов / контактная стыковая сварка (продление) листа  $2 \times 6000$  мм и  $9000 + 3200$  мм, длиной до 12 200 мм.

На предварительно вырезанных частях основных профилей, а также на усилителях необходимо подготовить безопасные края.

Процесс проводится на рабочем месте перед комплексом для лазерного раскроя листового материала. Предусматривается сварка по MAG методу двухсторонним швом (основной и корневой швы) с дополнительной обработкой кромки швов ручным шлифовальным станком и тарельчатым шлифовальным кругом.

Для подготовки продольных кромок используется машина для обработки кромки листа CH 15 («G. V.C.IndustrialTools»).

*Лазерный раскрой листа. Технологические параметры резки.* Технологические параметры резки ранее были протестированы на устройстве для лазерного раскроя листа IMPULS\_125/30 на оригинальном материале на заводе-изготовителе оборудования. Параметры были введены в интегрированное программное обеспечение для лазерной резки CADMAN-L, с тем чтобы результаты моделирования времени соответствовал и фактическому времени резки.

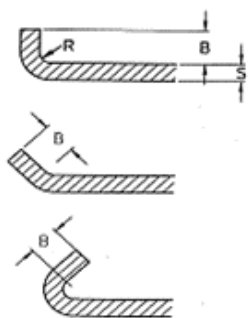
*Резка.* На рабочий стол устройства для лазерного раскроя листа помещаются листы, которые предварительно подготовлены для раскроя. Лист должен быть ровным и предварительно очищенным. В случае, если лист пыльный или жирный, то его надо заранее очистить. Важно точное позиционирование раскройного листа на рабочий стол.

На устройстве для лазерного раскроя листа вырезаются компоненты лонжерона с определенными технологическими вырезами и отверстиями. При написании программы для раскроя листа необходимо учитывать место наложения сварного шва, т. е. место соединения металлических листов автоматической стыковой сваркой. Необходимо принять во внимание также пересечение (отклонение) сварных швов при усилителях.

Станок имеет два рабочего места и позволяет производить непрерывную резку. Пока на одном рабочем столе выполняется вырезка – на другом происходит замена листов.

*Гибка деталей рам и других несущих конструкций.* Основные геометрические характеристики при гибке (табл. 2, 3).

Таблица 2 – Размер минимальной отгибаемой полки (В) в зависимости от угла гiba ( $\alpha$ ) и раскрытия матрицы (V)



$\alpha$	B
165°	$0,58 \times V$
135°	$0,60 \times V$
120°	$0,62 \times V$
90°	$0,65 \times V$
60°	$0,80 \times V$
45°	$1,00 \times V$
30°	$1,30 \times V$

Таблица 3 – Параметры отгибаемой полки (B) в зависимости от раскрытия матрицы (V)

$\alpha$	B		
	V	50	60
165°	42,5	51,0	68,0
135°	30,0	36,0	48,0
120°	31,0	37,2	49,6
90°	32,5	39,0	52,0
60°	40,0	48,0	64,0
45°	50,0	60,0	80,0
30°	65,0	78,0	104,0

Технологический расчет усилия при гибке:

$$P = \frac{1,42 \cdot L \cdot T \cdot S^2}{1000 \cdot V}$$

где  $P$  – усилие гибки, кН;

$L$  – длина линии гiba, мм;

$T$  – предел прочности на растяжение, МПа;

$S$  – толщина материала, мм;

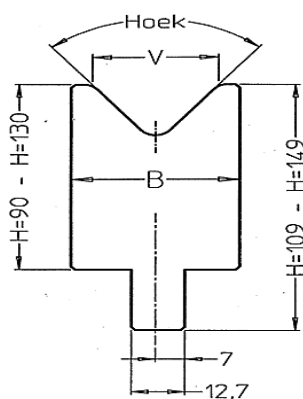
$V$  – раскрытие матрицы, мм.

По эмпирическому правилу, при гибке низкоуглеродистой стали ширина раскрытия матрицы должна в 8 раз превосходить толщину листа ( $V = 8 \times S$ ), тогда  $P = 8 \times S$ , где  $P$  – выражается в тоннах.





Таблица 4 – Допустимая нагрузка на инструмент при гибке



V, мм	Ноек (угол раскрытия матрицы), °	B, мм	P max, кН/м	H = 130 мм, высота матрицы
50	78	70	1500	34
60	78	70	1500	32,5
80	78	95	1500	42

Значение перекоса – разница между Y-осями. Оно может быть изменено на 0,5 мм на метр рабочей длины машины. Для трехметровой машины, как правило, составляет +1,5 мм и –1,5 мм. Контроллер сохраняет введенное значение осей на протяжении всего цикла гибки.

*Корректировка прогиба стола и ползуна прессы.* Очень жесткая конструкция прессы нерациональна по экономическим соображениям. Балка и стол станка располагаются на двух точках станины и распределяют усилия, в соответствии с длиной изгибаемой детали. Прогиб стола – это производная от усилия (P). Прогиб компенсируется конструкцией стола или держателя инструмента.

Значение антипрогиба дает возможность устранить перегиб. По умолчанию, значение антипрогиба вычисляется контроллером, берущим в расчет усилие гибки.

*Сборка лонжеронов* (рис. 7) осуществляется в следующей последовательности: на поворотный стол роботизированной линии укладываются лонжероны (поз. 9) и продольные усилители; усилители позиционируются по отношению к лонжеронам установочными пальцами, которые вставляются в отверстия; усилители прихватываются к лонжерону в средней части, подобранный лонжерон плотно закрепляется прижимами к рабочему столу; усилители прихватываются к лонжерону по краям. При изготовлении на роботизированной линии сварки лонжеронов длиной от 12,5 до 20 м – сборка и автоматическая сварка осуществляются последовательно. Изготавливаемый лонжерон (поз. 9) перемещается с помощью общего транспортера (конвейера) 5. Сварка осуществляется сварочным роботом AX-V4L AP (поз. 1), состоящего из сварочной горелки МТХСW-5031 (поз. 3), источника тока VPS 4000 (поз. 2). В состав линии также входят: система чистки горелки BRG 2000 и ножниц для отрезки проволоки (поз. 4), система управления загородкой (поз. 6), стойка управления (поз. 7) и роботизированный вращающийся позиционер P 7.500 ROBO (поз. 8).

*Перемещение листовых заготовок.* Для манипулирования тонкими листовыми пластинами и уже подготовленными (вырезанными) заготовками используются траверсы с постоянными магнитами. Поскольку с магнитами невозможно поворачивать листовые пластины, на траверсах установлены также грейферы, с помощью которых можно вращать листовой металл.

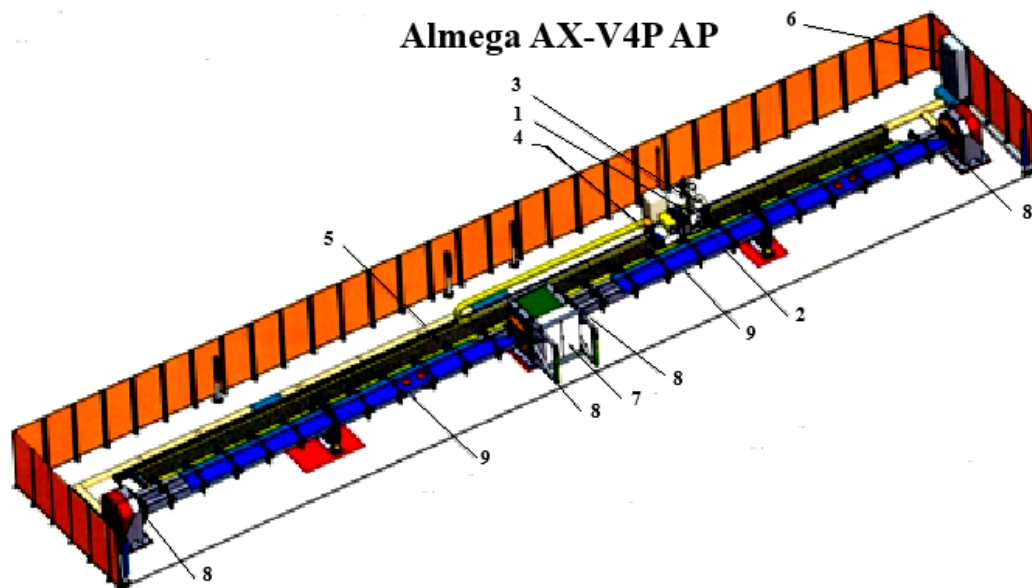


Рис. 7. Общая компоновка линии сварки узлов шасси большегрузных автомобилей (сборка лонжеронов):

- 1 – робот AX-V4L AP; 2 – источник тока для сварочного робота VPS 4000; 3 – сварочная горелка МТХСW-5031; 4 – чистка горелки BRG 2000 – ножницы для отреза проволоки;  
 5 – общий транспортер (конвейер линии) R 25.000 мм; 6 – система управления загороткой;  
 7 – стойка управления; 8 – роботизированный вращающийся позиционер P 7.500V ROBO;  
 9 – изготавливаемый лонжерон

**Возможность уменьшения металлоемкости несущих конструкций автомобилей путем исследования режимов гибки на новом оборудовании.** В настоящее время не в полной мере исследован вопрос влияния режимов гибки на упрочнения металла при холодной пластической деформации.

Значительное влияние на процесс гибки оказывает упрочнение. На рис. 8 показано, что с увеличением деформации металл проявляет свойство увеличивать прочность.

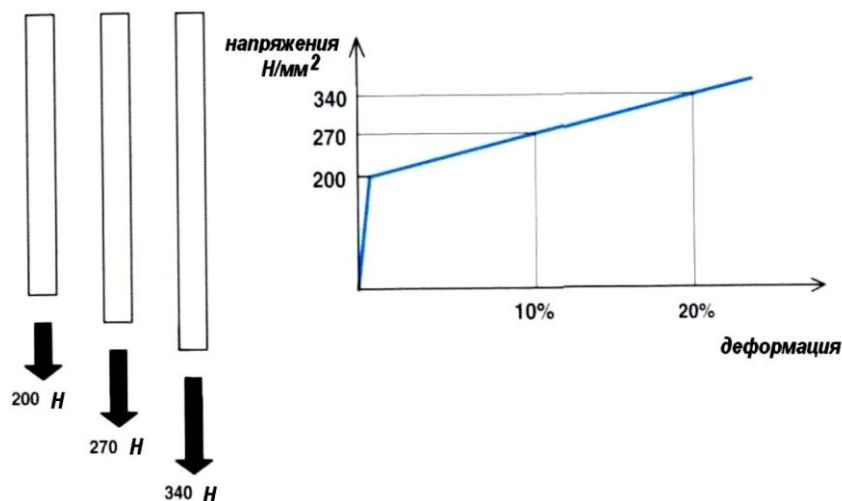


Рис. 8. Влияние упрочнения на процесс гибки

В отличие от отрезки и вырубки, при гибки возникает пластическая деформация, не приводящая к разрушению материала, в связи с чем предел прочности материала ( $R_m$ ) на процесс гибки влияет незначительно.

В приведенном примере, не деформированный металл имеет предел текучести  $200 \text{ Н/мм}^2$ , когда его относительная деформация достигает  $10 \%$ , напряжения становятся равными  $270 \text{ Н/мм}^2$ , напряжение  $340 \text{ Н/мм}^2$  достигается при дальнейшем росте деформации.

Рассмотрим процесс гибки металла с низким упрочнением. Для металлов с такими свойствами сопротивление пластической деформации изменяется незначительно вплоть до разрушения. После однократной гибки наибольшее напряжение образуется в середине матрицы под пуансоном (очаг деформации). Не существует объяснений, почему окружающий металл не изменяет пластичность и деформация продолжается там, где началась. Изгибаемый металл окружает пуансон, и внутренний радиус гибки будет равен радиусу пуансона (рис. 9, слева).

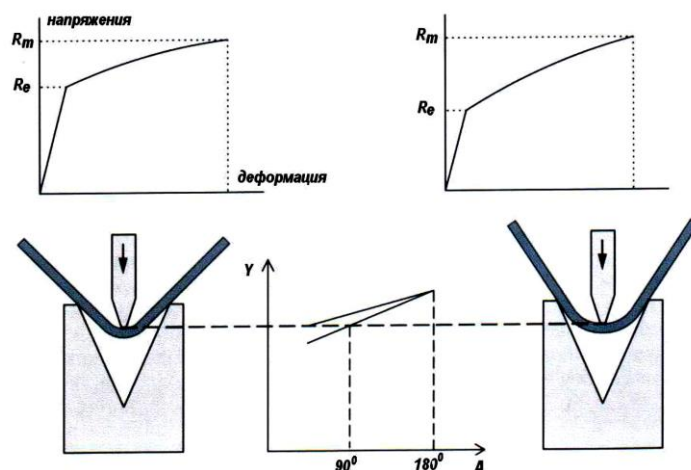


Рис. 9. О независимости естественного радиуса гибки от радиуса пуансона

Для металлов с высоким упрочнением, предел текучести возрастает с увеличением деформации. После однократного достижения предела текучести наибольший изгибающий момент возникает в середине листа. Таким образом, в процессе деформации прочность материала увеличивается, включая и прилегающие к очагу деформации области, вызывая их деформацию. В результате внутренний радиус гибки будет больше радиуса пуансона. Когда радиус гибки не зависит от радиуса пуансона, он является естественным радиусом гибки (рис. 9, справа).

Хорошо известно, что при одной и той же позиции пуансона ( $Y$ ) для различных материалов будет разный угол гибки. На рис. 10 показано, почему получается это различие.

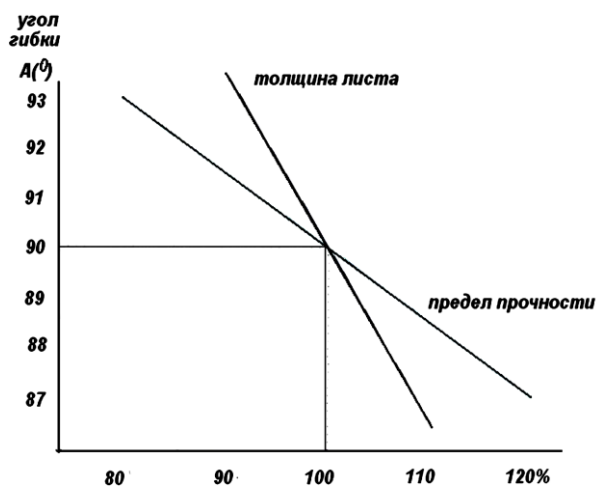


Рис. 10. Зависимость угла гибки от толщины листа и предела прочности материала

На металлах, коэффициент упрочнения которых выше на 20 %, угол гибки будет на 3 % меньше. С увеличением толщины листа на 10 % угол гибки уменьшается на 3,5 градуса (рис. 10). Как правило, толщина листового металла в одной партии поставки различна, а толщина каждого листа может меняться от кромок к центру, что объясняется особенностями процесса прокатки роликами. Механические свойства материала (напряжения упрочнения) меняются в зависимости от направления прокатки. Это явление называется «Анизотропия». При воздушной гибке, минимальный допуск угла составляет  $\pm 1,0$  градус, поэтому измерение угла гибки производят в процессе нагрузки. К тому же после снятия нагрузки, имеющиеся напряжения приводят к пружинению (рис. 11), которое изменяет угол.

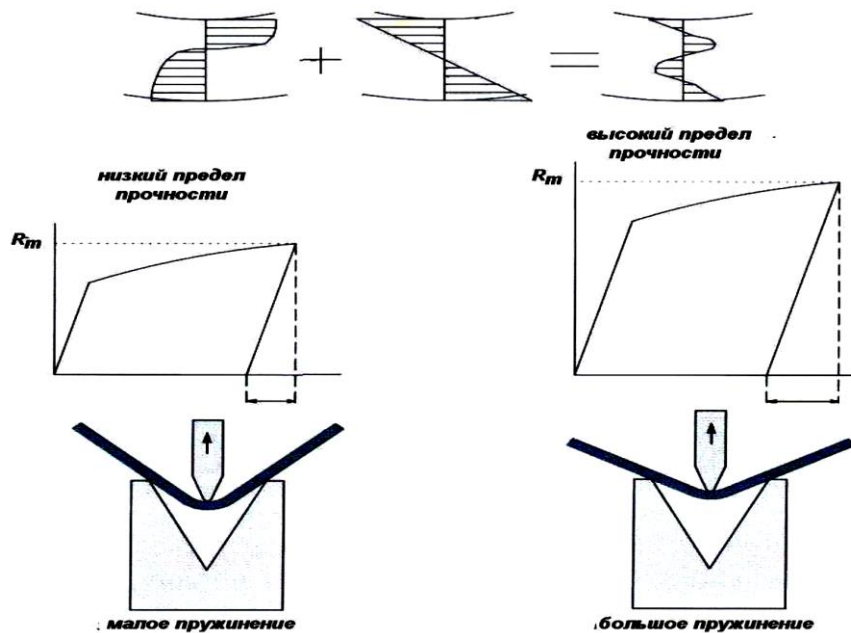


Рис. 11. Схема эффекта пружинения, которое изменяет угол после снятия нагрузки под действием имеющихся напряжений

Пружинение прямо пропорционально напряжениям растяжения. Рис. 12 показывает величину этого эффекта.

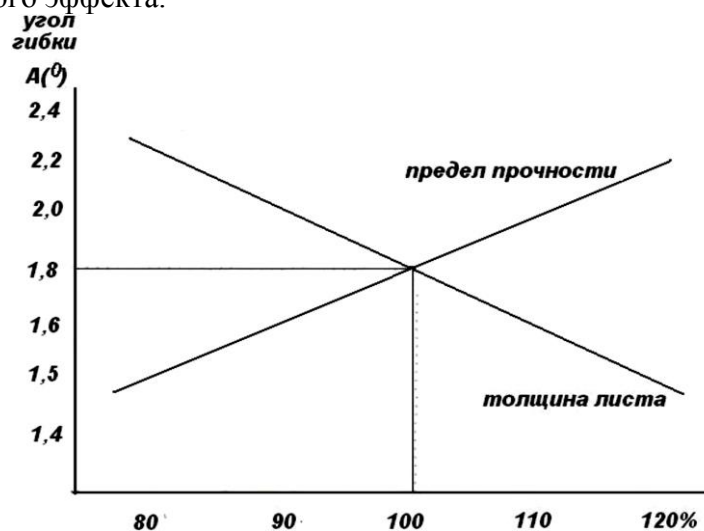


Рис. 12. Зависимость величины пружинения от напряжения растяжения

Для производства деталей шасси большегрузных автомобилей применяются различные материалы: низко легированные конструкционные стали 09Г2С и 10ХСНД; импортные высокопрочные стали S690QL, S700MC, weldox 700, hardox 450.

Сталь 09Г2С (табл. 5, 6).

Назначение: различные детали и элементы сварных металлоконструкций, работающих при температуре от  $-70$  до  $+425$  °С.

Таблица 5 – Химический состав Стали 09Г2С

Химический элемент	%	Химический элемент	%
Углерод (С), не более	$\leq 0,12$	Никель (Ni), не более	0,30
Кремний (Si)	0,5–0,8	Фосфор (P), не более	0,035
Медь (Cu), не более	0,30	Хром (Cr), не более	0,30
Мышьяк (As), не более	0,08	Азот (N), не более	0,008
Марганец (Mn)	1,3–1,7	Сера (S), не более	0,040

Таблица 6 – Механические свойства Стали 09Г2С

Термообработка, состояние поставки	Сечение, мм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Сортовой и фасонный прокат	5–10	345	490
Листы и полосы (образцы поперечные)	10–20	325	470

Сталь 10ХСНД (табл. 7, 8).

Назначение: элементы сварных металлоконструкций и различные детали, к которым предъявляются требования повышенной прочности и коррозионной стойкости с ограничением массы и работающие при температуре от  $-70$  до  $+450$  °С.

Таблица 7 – Химический состав Стали 10ХСНД

Химический элемент	%	Химический элемент	%
Углерод (С)	$\leq 0,12$	Никель (Ni), не более	0,5–0,8
Кремний (Si)	0,8–1,1	Фосфор (P), не более	0,035
Медь (Cu), не более	0,4–0,6	Хром (Cr), не более	0,6–0,9
Мышьяк (As), не более	0,08	Азот (N), не более	0,008
Марганец (Mn)	0,5–0,8	Сера (S), не более	0,04

Таблица 8 – Механические свойства Стали 10ХСНД

Термообработка, состояние поставки	Сечение, мм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Сортовой и фасонный прокат	8–15	390	530
Листы и полосы (образцы поперечные)	16–32	390	530

Высокопрочные стали (табл. 9) в процессе закалки подвергают чрезвычайно быстрому охлаждению с  $900$  °С до комнатной температуры посредством воздействия на лист воды. Закалка происходит в специальной валковой установке. После отпуска при температуре  $580$ – $650$  °С стальные листы приобретают высокую прочность, хорошую ударную вязкость и великолепную свариваемость. Благодаря эффективной закалке в воде сводятся к минимуму содержание легирующих элементов.

Таблица 9 – Механические свойства импортных высокопрочных сталей

Материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
S690QL	700	850
S700MC	673	810
Weldox700	700	850
Hardox450	1200	1400

Моделирование режимов гибки можно производить при помощи программного обеспечения CadmanB, которое поставляется с листогибочными прессами PPEB-H 1000/9100 и PPEB-H 400/4000.

В качестве примера рассмотрим процесс гибки лонжерона одного из изделий МЗКТ. Последовательность программы гибки лонжерона из различных металлов приведен на рис. 13.







Рис. 13. Общий вид программы прессы при гибке лонжерона из различных металлов

Ниже расписаны основные параметры, представленные меню программой на рис. 13. Марка стали и толщина детали.

	10hand 6.00
	10842.7
	115.0
	R30_G1548014 V60_78_130_G1545312

– длина гибки.

– угол гибки.

– используемый набор инструмента.

R	128.5
---	-------

X	60.65
---	-------

– координаты задних упоров.

Z	2423.8 10000.0 9559.6 7050.0
---	---------------------------------------

V	1.05 0.00
---	--------------

– антипрогиб стола.

	629
--	-----

– позиция гибки, этот параметр указывает позицию и измерение от левой стороны машины до левой стороны заготовки.

Позиция вычисляется в соответствии с длиной гибки заготовки и рабочей длиной шины.

	-3.6
--	------

– значение угла пружинения.

	MLAA_FR...
--	------------

– уровень заднего упора.

	5382 2485
--	--------------

– усилие гибки (первое значение соответствует усилию на прессе 1000 т, второе значение – пресс 400 т).

	8.79
--	------

– радиус гибки.

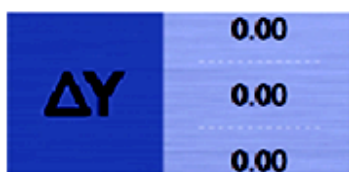
Y	117.92
---	--------

– нижняя «мертвая точка».

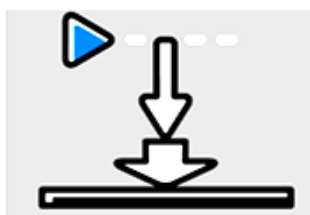
	---
--	-----

– высота отгибаемой полки.

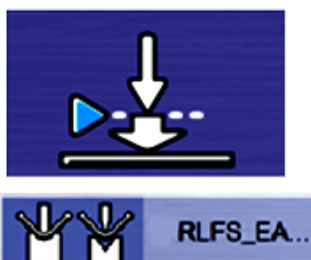




– перекос балки, то есть разница между осями У.



– верхняя мертвая точка, это наивысшая точка возвращения балки послегиба. По умолчанию, контроллер всегда будет считать самое подходящее значение, но иногда это значение можно изменить вручную. В случае, когда необходимо иметь хороший обзор заднего упора, рекомендуется указать более высокую точку возврата. В случае работы с маленькими деталями, которыми легко манипулировать, можно уменьшить это значение. Этим достигается более высокая производительность оборудования.



– точка переключения скоростей, это точка переключения с высокой скорости на рабочую скорость.

– режим гибки: свободная гибка, гибка с использованием системы контроля угла гибки, формовка.

Для гибки всего перечня этих сталей применяются одинаковые режимы гибки, что не является оптимальным выбором, так как стали имеют как различный химический состав, так и различные механические свойства. Необходимо добиться оптимального упрочнения металла при холодной пластической деформации, что позволит нам снизить общую металлоемкость конструкции, а, следовательно, – и себестоимость выпускаемой продукции.

**Заключение.** Охарактеризованы основные технологические задачи обработки материалов давлением при производстве несущих конструкций большегрузных автомобилей: расширение области применения путем замены литых и кованных деталей; широкое распространение благодаря простой конструкции инструмента; снижение расходов материала путем применения точных заготовок (без дальнейшей механической обработки деталей), рационального раскроя; увеличение производительности путем механизации и автоматизации процессов. Увеличение прочности и жесткости деталей достигается: благодаря более высоким механическим свойствам исходного, в большинстве случаев горячекатаного листового металла; в результате упрочнения металла при холодной пластической деформации; вследствие более целесообразного распределения металла по сечению профиля; обработкой материалов давлением в производстве несущих конструкций автомобилей пытаются добиться основной цели: получить полностью законченную деталь, не требующую дальнейшей обработки резанием. Рассмотрены оборудование и инструмент, применяемый для производства несущих конструкций большегрузных автомобилей. Использованная информация по характеристикам оборудования и применяемых материалов получена на основании анализа сайтов фирм производителей. Приведены сведения о технологии и оборудовании для производства холодногнутых деталей (лонжеронов и поперечин рам, различных кронштейнов, элементов ведущих мостов, осей, платформ и др.) шасси большегрузных автомобилей. Описанные в статье тех-

нология и оборудование в комплексе образуют новую высокотехнологичную комплексную систему изготовления холодногнутых деталей, обеспечивающих производство несущих конструкций шасси большегрузных автомобилей с управляемыми характеристиками прочности и долговечности.

Материалы являются обобщением передового опыта зарубежного и отечественного автомобилестроения в данной области и могут быть полезны для развития исследований по конструкторско-технологическому обеспечению надежности на стадии создания сборных несущих конструкций, методологии их ресурсного проектирования [6–8], что является необходимым условием повышения качества и конкурентоспособности грузовых автомобилей.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Гун Г. Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1980. – 456 с.
2. Теория пластических деформаций металлов/ Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров и др.: Под ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчиникова. – М.: Машиностроение, 1983. – 598 с.
3. Огородников В. А. Оценка деформируемости при обработке давлением. – Киев: Вища школа, 1983. – 175 с.
4. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1986. – 688 с.
5. Капуста П. П. Учет технологий изготовления и упрочнения деталей при ресурсном проектировании машин заданной надежности// Технология, оборудование, автоматизация, неразрушающий контроль процессов нагрева и упрочнения деталей на машиностроительных предприятиях: Сб. научн. трудов под ред. П. С. Гурченко. – Мн.: УП «Технопринт», 2002. – С. 154–162.
6. Капуста П. П., Верес А. И., Слабко И. А. Экспериментальные исследования сопротивления усталости и разработка новой сборной конструкции рамы двухосного магистрального автомобиля-тягача с повышенным ресурсом// Грузовик. – 2011, № 5. – С. 2, 3, 40–44.
7. Капуста П. П. Принципы обеспечения надежности и ресурсного проектирования несущих систем мобильных машин// Грузовик. – 2013, № 3. – С. 24–31.
8. Капуста П. П., Лебедев О. Н., Дидух М. И., Шинкевич В. И., Грихно А. А. Проектная оценка конструкции рамы на стадии эскизной компоновки четырехосного автомобиля-самосвала// Машиностроение. – Мн., 2021. – Вып. 33. – С. 106–127.

*Поступила 18.07.2022*

**УДК 620.178; УДК 621. 81: 621 – 192; УДК 681.3.06:629.114.2**

**Капуста П. П.<sup>1</sup>, Леоненко А. Г.<sup>2</sup>**

### **КОМПЛЕКСНАЯ ЗАДАЧА РАЗРАБОТКИ ПЕРСПЕКТИВНЫХ ВЕДУЩИХ МОСТОВ ГРУЗОВЫХ АВТОМОБИЛЕЙ С УПРАВЛЯЕМЫМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ НАДЕЖНОСТИ**

1. *Белорусский национальный технический университет*
2. *Минский автомобильный завод,  
Минск, Беларусь*

*В статье содержатся сведения о классификации, конструкциях, современных методах конструкторско-технологического обеспечения надежности ведущих мостов грузовых автомобилей. Авторский коллектив специализируется в области исследования надежности, ресурсного проектирования, разработки технологий производства перспективных несущих систем грузовых автомобилей. Материалы являются обобщением передового опыта зарубежного и отечественного автомобилестроения, а также внед-*

*ренных в серийное производство ведущих мостов грузовых автомобилей Минского автомобильного завода, результатов собственных разработок авторов статьи в данной области и могут быть полезны для развития исследований по конструкторско-технологическому обеспечению надежности на стадии создания ведущих мостов перспективных конструкций, методологии их ресурсного проектирования, что является необходимым условием повышения качества и конкурентоспособности автомобильной техники. Объектом исследований являются несущие конструкции ведущих мостов для новой серии перспективных автомобилей МАЗ.*

*Цель работы – создание и исследование несущих конструкций ведущих мостов повышенной надежности и пониженной металлоемкости на основе на основе развития принципов ресурсного проектирования и методов конструкторско-технологического управления параметрами качества.*

**Анализ модельных рядов картеров ведущих мостов в связи с классификацией грузовых автомобилей и технологий производства.** Большое количество производителей грузовой автомобильной техники в мире обуславливает и широкую гамму конструкций ведущих мостов. Производители автомобильной техники применяют как ведущие мосты собственного производства, так и ведущие мосты профильных мировых производителей агрегатов трансмиссии Dana (США), ArvinMeritor (США), Madara (Болгария), HanDeAxle (Китай) и т. д.

Классификация конструкций картеров ведущих мостов коммерческой грузовой техники укрупненно осуществляется по следующим основным критериям: технология изготовления; тип банджо; применяемая подвеска грузового автомобиля; применяемые тормозные механизмы; функциональное назначение ведущего моста.

В зависимости от технологии изготовления картеры ведущих мостов подразделяются на:

- изготовленные методом стального или чугунного литья (рис. 1);
- изготовленные методом сварки штампованных элементов (рис. 2);
- изготовленные методом сборки (запрессовки или запрессовки со сваркой) литого центрального картера и элементов, выполненных из сортового проката, чаще всего бесшовных толстостенных труб (рис. 3).



Рис. 1. Ведущий мост с литым картером





Рис. 2. Ведущий мост со штамповварным картером



Рис. 3. Ведущий мост со сборным картером

В зависимости от количества ступеней и величине диапазона передаточных чисел зубчатого зацепления картеры ведущих мостов подразделяются на: картеры с круглым банджо; картеры с овальным банджо.

В зависимости от применяемой подвески грузового автомобиля укрупненно картеры ведущих мостов подразделяются на: картеры для рессорной подвески (не содержат точек крепления реактивных штанг, предусмотрены места крепления центральной части рессор посредством стремянок); картеры для рессорно-балансирной подвески (имеются

кронштейны крепления верхней реактивной штанги и двух нижних реактивных штанг, предусмотрены кронштейны крепления концов рессор); картеры для пневматической 2-х баллонной подвески (в большинстве случаев предусмотрено крепление поперечной реактивной штанги (тяги Панара), предусмотрены кронштейны крепления Z-образных опор пневматических баллонов); картеры для пневматической 4-х баллонной подвески (имеются кронштейны крепления верхней реактивной штанги и двух нижних реактивных штанг, предусмотрены кронштейны крепления опор пневматических баллонов).

В зависимости от применяемых тормозных механизмов картера ведущих мостов подразделяются на: картеры для мостов с дисковыми тормозными механизмами; картеры для мостов с барабанными тормозными механизмами.

В зависимости от функционального назначения укрупненно картера ведущих мостов подразделяются на: картеры для ведущих управляемых мостов (предусмотрена установка шкворневых поворотных ступичных узлов); картеры для проходных ведущих управляемых мостов (предусмотрена установка шкворневых поворотных ступичных узлов и выходного вала привода моста); картера для проходных ведущих неуправляемых мостов (предусмотрена установка выходного вала привода моста); картеры для ведущих неуправляемых мостов.

***Разрушения ведущих мостов. Разрушения ведущих мостов в эксплуатации (рис. 4, 5).***



Рис. 4. Локализация эксплуатационных разрушений картеров ведущих мостов





Рис. 5. Характерное эксплуатационное разрушение литого картера ведущего моста

*Разрушения ведущих мостов. Совместный анализ эксплуатационных при стендовых испытаниях (рис. 6) и стендовых разрушений.*



Рис. 6. Локализация разрушения картера ведущего моста при стендовых испытаниях

Разрушения практически локализуются в аналогичных опасных по усталости элементах картеров ведущих мостов:

- места относительно резких изменений конструкции и размеров;
- наличие обоснованных, связанных с конструкцией концентраторов напряжений;

- нижние поверхности сложной конфигурации в местах максимальных изгибающих напряжений;
- элементы вблизи зон термического влияния сварных швов;
- места локальных концентраторов напряжений, связанные с низким качеством исходного материала (шероховатость и др. дефекты поверхности и т. д.), деталей картеров изготовленных литьем, обработки металлов давлением (штамповкой, гибкой, прокатом и т. д.) и их соединений.

Значительное влияние на локализацию разрушений ведущих мостов оказывают циклические горизонтальные изгибающие и касательные крутильные напряжения, как в процессе движения, так и при маневрировании.

**Результаты стендовых ускоренных испытаний балок картеров ведущих мостов.**

Таблица 1 – Статическая характеристика картеров среднего моста Э64221–2501012–071

Объект испытаний		Усилие, кН										
		0	10	40	80	120	160	200	215	226	240	255
		Деформация в миллиметрах										
Опытные картеры среднего моста	Нагружение	0,0	0,1	0,5	1,1	1,7	2,3	2,9	3,1	3,3	3,5	3,7
	Разгрузка	0,0	0,2	0,7	1,3	1,9	2,5	3,0	3,2	3,4	3,6	3,7

Таблица 2 – Результаты соответствия балок картеров среднего моста Э64221–2501012–071 требованиям ГОСТ Р53804–2010 под осевую нагрузку 13 тонн

Объект испытаний	Усилие, кН	Средний прогиб картера по обеим ресурсным площадкам, мм	Средний прогиб картера по обеим ресурсным площадкам, мм/метр колеи	Требования п.3.7.1.3 ГОСТ Р53804–2010 в отношении прогиба картера моста, мм/метр колеи	Заключение
Опытные картеры среднего моста	255	3,7	2,05	3,2 не более	Соответствует

Таблица 3 – Результаты стендовых циклических испытаний балок картеров среднего моста Э64221–2501012–071

Объект испытаний	Режим испытний	Наработка, циклов	Место и характер разрушения
Картер № 1	Циклическое нагружение от 13 до 247 кН (13 тонн на ось)	1 250 000	Появление трещины сзади справа от шва приварки фланца 5440–2401074–010. Испытания продолжены.
		1 290 000	Трещина критически увеличилась (рис. 7, а). Испытания остановлены.
Картер № 2		1 210 000	Трещина сзади справа на нижней части рукава картера (рис. 7, б). Испытания остановлены.
Картер № 3		1 125 000	Появления трещины сзади справа от сварного шва приварки фланца 5440-2401074-010 (рис. 7, в). Испытания остановлены.

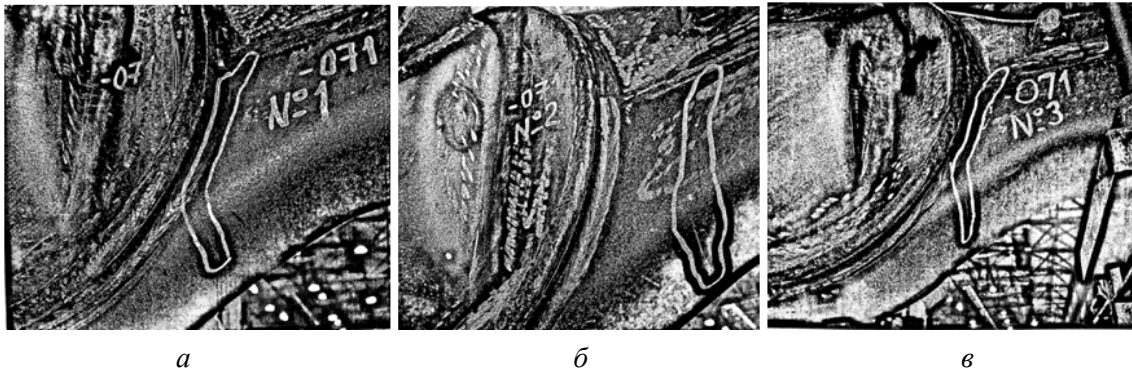


Рис. 7. Места разрушений при стендовых циклических испытаниях балок картеров среднего моста Э64221–2501012–071: а – картер № 1; б – картер № 2; в – картер № 3

Совместный анализ таблиц 1–3 и рис. 7 показывает рассеяние наработки в циклах и определенные отличия мест локализации усталостных трещин для разных картеров.

*Анализ напряженно-деформированного состояния картеров ведущих мостов методом конечных элементов (рис. 8).*

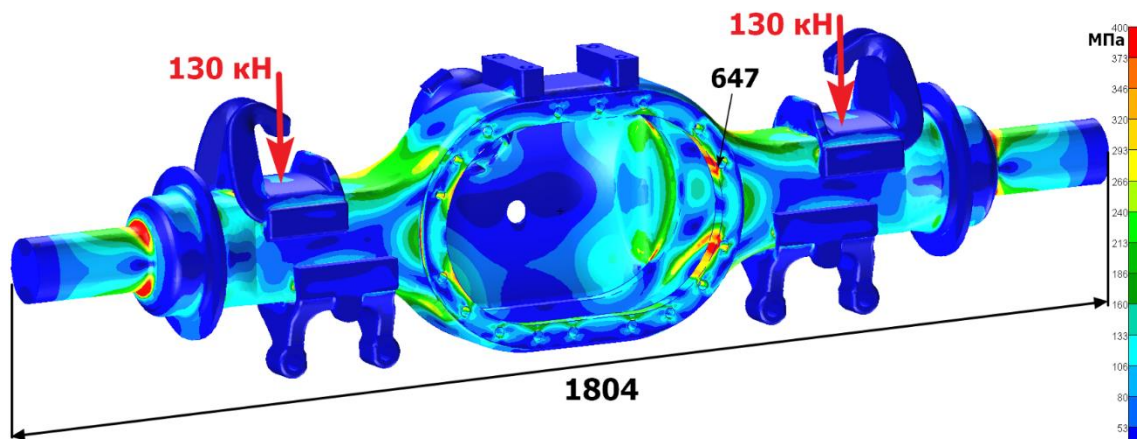


Рис. 8. Локализация расчетных напряжений картера ведущего моста

Поля напряжений качественно достаточно хорошо подтверждают места локализации усталостных трещин (рис. 7). При этом следует учесть тот факт, что геометрическая и математическая виртуальные модели являются идеализированными с точки зрения соответствия конструкции, а реальные объекты имеют рассеяние многих параметров, которое зависит от уровня технологической культуры производства.

*Предварительный анализ существующих методов и состояния проблемы создания надежных ведущих мостов грузовых автомобилей.* Существующие методы и состояние проблемы создания надежных ведущих мостов грузовых автомобилей в основном находятся в русле мировых тенденций решения обсуждаемых задач. В целом отечественное машиностроение также способно на современном уровне их выполнять. Так, для выполнения основных стадий имеется необходимое оборудование, алгоритмы и программное обеспечение для реализации и развития существующих методологии и технологий [1; 2–7]. Главные из них позволяют получать, приведенные в п. п. 2–4 настоящей статьи, достаточно хорошие результаты.

Однако, как показано выше, при разработке перспективных модельных рядов ведущих мостов вновь создаваемых классов и типов грузовой автомобильной техники, отсутствует цельная система взаимосвязи конструкторско-технологического обеспечения



надежности, системы менеджмента, сервисного обеспечения качества и безопасной эксплуатации. В связи с этим неизбежны несоответствия требуемых норм надежности вновь создаваемых образцов.

**Принципы решения комплексной задачи создания модельных рядов перспективных конструкций ведущих мостов грузовых автомобилей с управляемыми характеристиками надежности.** На основе анализа результатов ранее проведенных исследований [8–14] разработаны научные принципы и методики динамического моделирования несущих систем и деталей при случайном нагружении машин на основе использования метода конечных элементов; корреляционная модель и методика оценки нагруженности несущих конструкций и деталей машин при случайном нагружении; методика комплексной оценки прочности несущих систем и деталей машин с учетом нагруженности; прогнозирования параметров надежности несущих систем и деталей машин по комплексным критериям статической прочности и сопротивления усталости на основе комплексной оценки их динамики, нагруженности и прочности.

В полученных результатах научной деятельности имеются новые научные знания и информация, в виде методов расчетной оценки нагруженности и усталостного ресурса деталей машин. Методы базируются как на известных результатах фундаментальных наук (теории механических колебаний и рассеяния энергии в механических системах, методологии решения системных задач, статистической теории подобия усталостного разрушения; кинетической теории механической усталости и разрушения металлов и сплавов; вероятностного подхода к оценке характеристик сопротивления усталости материалов и деталей, нагруженности механических систем и долговечности их деталей) так и на собственных теоретических моделях и подходах, определяющих взаимосвязь нагруженности и усталостных повреждений [8–14]. Разработанные подходы и методы позволяют создавать гибкие производственные системы конструкторско-технологического обеспечения требуемых нормированных характеристик надежности несущих конструкций на стадиях подготовки и производства ведущих мостов грузовых автомобилей.

**Заключение.** В статье содержатся сведения о классификации, конструкциях, современных методах конструкторско-технологического обеспечения надежности ведущих мостов грузовых автомобилей. Материалы являются обобщением передового опыта зарубежного и отечественного автомобилестроения, а также внедренных в серийное производство ведущих мостов грузовых автомобилей Минского автомобильного завода, результатов собственных разработок авторов статьи в данной области и могут быть полезны для развития исследований по конструкторско-технологическому обеспечению надежности на стадии создания ведущих мостов перспективных конструкций, методологии их ресурсного проектирования, что является необходимым условием повышения качества и конкурентоспособности грузовой автомобильной техники.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Капуста П. П. Учет технологий изготовления и упрочнения деталей при ресурсном проектировании машин заданной надежности// Технология, оборудование, автоматизация, неразрушающий контроль процессов нагрева и упрочнения деталей на машиностроительных предприятиях: Сб. научн. трудов под ред. П. С. Гурченко. – Мн.: УП «Технопринт», 2002. – С. 154–162.
2. Капуста П. П., Рыбаков Д. В., Вихренко Д. В., Швец И. В., Мазоль В. А. Оценка нагруженности ведущего моста автомобиля: комплексная постановка задачи// Машиностроение: Республиканский межведомственный сборник научных трудов. Вып. 20, в двух томах. Т. 2 / Под ред. И. П. Филонова. – Мн.: УП «Технопринт», 2004 г. – С. 212–219.
3. Капуста П. П. Компьютерный полигон для оценки нагруженности конструкций автотранспортных средств// Автомобильная промышленность. – 2006. – № 1. – С. 34–36.
4. Захарик Ан. М., Захарик Ал. М., Вихренко Д. В., Захарик Ю. М., Капуста П. П. Упрощение моделей при определении собственных частот ведущего моста большегрузного автомобиля//

Современные методы проектирования машин. Вып. 2. В 7 томах. – Т. 6. Автоматизация проектирования и информационные технологии/ Под общ. ред. П. А. Витязя. – Мн., 2004. – С. 27–31.

5. Захарик Ан. М., Захарик Ал. М., Вихренко Д. В., Захарик Ю. М., Капуста П. П. Определенные собственных частот центральной части двухступенчатого ведущего моста// Современные методы проектирования машин. Вып. 2. В 7 томах. – Т. 6. Автоматизация проектирования и информационные технологии/ Под общ. ред. П. А. Витязя. – Мн., 2004. – С. 23–27.

6. Захарик Ан. М., Захарик Ал. М., Вихренко Д. В., Захарик Ю. М., Капуста П. П. Исследование прочностных свойств картера ведущего моста большегрузного автомобиля// Современные методы проектирования машин. Вып. 2. В 7 томах. – Т. 2. Качество изделий машиностроения. Проектирование материалов и конструкций/ Под общ. ред. П. А. Витязя. – Мн., 2004. – С. 107–109.

7. Захарик Ан. М., Захарик Ал. М., Вихренко Д. В., Захарик Ю. М., Капуста П. П. Оптимизация элементов конструкции картера ведущего моста большегрузного автомобиля// Современные методы проектирования машин. Вып. 2. В 7 томах. – Т. 2. Качество изделий машиностроения. Проектирование материалов и конструкций/ Под общ. ред. П. А. Витязя. – Мн., 2004. – С. 109–113.

8. Капуста П. П. Методика оценки нерегулярной нагруженности деталей и конструкций машин// Вестник машиностроения. – 2005. – №6. – С. 13–18.

9. Капуста П. П. Принципы ресурсного проектирования несущих систем и деталей машин// Вестник машиностроения. – 2005. – №7. – С. 13–16.

10. Капуста П. П. Моделирование микропрофиля дороги для имитационной оценки нагруженности несущих систем мобильных транспортных машин// Трибофатика: Сборник докладов V Международного симпозиума по трибофатике ISTF – 2005 г., В 3-х томах: 3–7 октября 2005 г. – Иркутск: ИрГУПС, 2005. – Т. 3. – С. 180–194.

11. Почтенный Е. К., Капуста П. П. Ресурс несущих конструкций грузовых автомобилей с учетом многочастотности и многорежимности нагружения// Грузовик. – 2006. – № 1. – С. 31–38.

12. Почтенный Е. К., Капуста П. П. Экспериментально-аналитическая методика ускоренных испытаний конструкций при регулярном многоцикловом нагружении и оценка их ресурса при случайном многочастотном и многорежимном нагружении// Вестник машиностроения. – 2006. – №1. – С. 28–40.

13. Капуста П. П. Принципы обеспечения надежности и ресурсного проектирования несущих систем мобильных машин// Грузовик. – 2013. – № 3. – С. 24–31.

14. Капуста П. П., Шпаковский И. Т., Ярошевич А. П. Дорожные испытания несущих систем и конструкций грузовых автомобилей// Международный научно-технический сборник «Теоретическая и прикладная механика». Вып. 32. Минск, 2017. – С. 336–343.

*Поступила 18.07.2022*

# МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА

УДК 539.3

Василевич Ю. В.<sup>1</sup>, Остриков В. О.<sup>2</sup>, Остриков О. М.<sup>2</sup>

СТАТИКА И ДИНАМИКА ГРАНИЦЫ РАЗДЕЛА

АУСТЕНИТ / МАРТЕНСИТ В ПРИЗМАТИЧЕСКОМ

ФЕРРОМАГНИТНОМ МОНОКРИСТАЛЛЕ С ЭФФЕКТОМ ПАМЯТИ ФОРМЫ,

НАХОДЯЩЕМСЯ В ЖЕСТКОЙ ЗАДЕЛКЕ И МАГНИТНОМ ПОЛЕ

1. Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь

2. УО «Гомельский государственный технический университет имени П. О. Сухого»,  
Гомель, Беларусь

*Прочность, жесткость и надежность работы элементов машиностроения зависят от эксплуатационных условий их функционирования. Изложен метод решения статической задачи для призматического ферромагнитного монокристалла с эффектом памяти формы, находящегося в жесткой заделке в магнитном поле. Показано, что для уравнивания силы, действующей со стороны магнитного поля на межфазную границу, на свободном торце кристалла должна возникать уравнивающая сила. Дано решение динамической задачи для границы раздела аустенит / мартенсит в магнитном поле.*

**Введение.** Экспериментальному исследованию уникальных физико-механических свойств ферромагнитных материалов с памятью формы посвящено большое количество работ [1–12]. Исследования посвящены преимущественно сплавам Гейслера системы  $Ni-Mn-Ga$ . Назрела необходимость в создании и развитии теории границ раздела аустенит / мартенсит (в работах [1–12] данная граница называется двойниковой) для применения ее результатов в технологии изделий и устройств, функционирующих на основе ферромагнитных смарт-кристаллов.

В работе [13] на основе методов механики деформируемого твердого тела решена статическая и динамическая задача в случае находящегося в жесткой заделке механически нагруженного призматического ферромагнитного монокристалла с единичной границей раздела аустенит / мартенсит при отсутствии магнитного поля. При решении динамической задачи в [13] было решено уравнение движения границы раздела аустенит / мартенсит, предложенное в [13].

Целью данной работы стало решение статической и динамической задачи для границы раздела аустенит / мартенсит в случае механически ненагруженного ферромагнитного призматического монокристалла, находящегося в жесткой заделке и магнитном поле.

**Постановка статической задачи.** Задача схематически проиллюстрирована на рис. 1. Призматический механически не нагруженный ферромагнитный монокристалл с памятью формы находится в жесткой заделке. Разделяющая аустенитную и мартенситную части кристалла граница ориентирована к поверхности под углом  $\psi$  (рис. 1). В результате бездиффузионных фазовых превращений мартенситная часть кристалла повернулась таким образом, что изначально параллельные торцевые плоскости стали непараллельными. Силу  $\vec{F}_{Bmag}$  (рис. 1) будем считать заданной. Возникновение этой силы на границе раздела аустенит / мартенсит обусловлено наличием магнитного поля. Величина

и направление силы  $\vec{F}_{Bmag}$  зависит от величины и направления магнитного поля. В данной работе не будем рассматривать природу этой силы и примем экспериментально [2; 5–7; 12] доказанный факт ее существования за постулат.

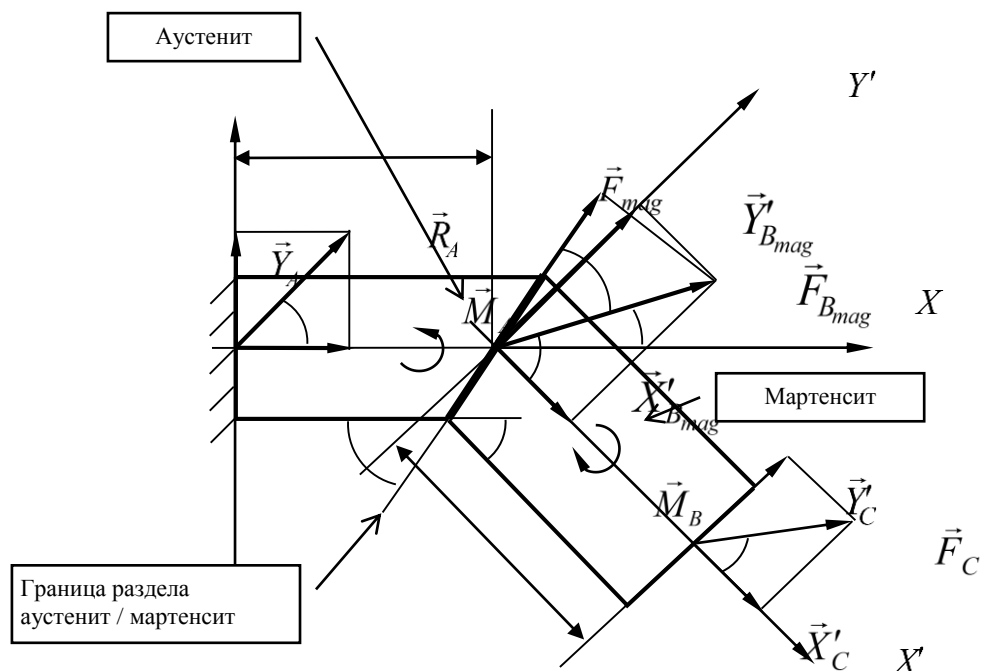


Рис. 1. Схематическое изображение находящегося в жесткой заделке и в магнитном поле призматического монокристаллического образца с границей раздела аустенит / мартенсит

Действующая в точке  $B$  сила  $\vec{F}_{Bmag}$  в точке  $C$  будет уравниваться силой  $\vec{F}_C$ , направленной к оси  $BX'$  под неизвестным углом  $\gamma$  (рис. 1).

В точке  $A$  действует сила  $\vec{R}_A$ , для которой справедливо:

$$\vec{R}_A = X_A \vec{i} + Y_A \vec{j}; R_A = \sqrt{X_A^2 + Y_A^2}; \operatorname{tg} \alpha = Y_A / X_A, \quad (1)$$

здесь  $\vec{i}$  и  $\vec{j}$  – единичные векторы ортонормированного базиса, направленные вдоль осей  $AX$  и  $AY$ , соответственно;

$X_A$  и  $Y_A$  – составляющие силы  $\vec{R}_A$  ( $X_A$  и  $Y_A$  – модули составляющих  $\vec{X}_A$  и  $\vec{Y}_A$ );

$\alpha$  – неизвестный угол наклона вектора  $\vec{R}_A$  к оси  $AX$ .

Аналогично для сил  $\vec{F}_{Bmag}$  и  $\vec{F}_C$ , действующих в точках  $B$  и  $C$ , соответственно, можно записать:

$$\vec{F}_{Bmag} = X'_{Bmag} \vec{i}' + Y'_{Bmag} \vec{j}'; F_{Bmag} = \sqrt{X'^2_{Bmag} + Y'^2_{Bmag}}; \operatorname{tg} \beta = Y'_{Bmag} / X'_{Bmag},$$

$$\vec{F}_C = X'_C \vec{i}' + Y'_C \vec{j}'; F_C = \sqrt{X'^2_C + Y'^2_C}; \operatorname{tg} \gamma = Y'_C / F_C \quad (2)$$

здесь  $\vec{i}'$  и  $\vec{j}'$  – единичные векторы ортонормированного базиса, направленные вдоль осей  $BX'$  и  $BY'$ , соответственно;

$X'_{Bmag}$  и  $Y'_{Bmag}$  – модули составляющих силы  $\vec{F}_{Bmag}$ ;

$\beta$  – угол наклона вектора  $\vec{F}_{Bmag}$  к оси  $BX'$ ;

$X'_C$  и  $Y'_C$  – модули составляющих силы  $\vec{F}_C$ .

Проекция силы  $\vec{F}_{Bmag}$  на ось  $AX$  есть  $F_{BmagX} = F_{Bmag} \cos \vartheta$ , где  $\vartheta$  – угол наклона  $\vec{F}_{Bmag}$  к оси  $AX$ . Соответственно, вдоль границы раздела аустенит / мартенсит будет действовать сила  $\vec{F}_{mag}$ , величина которой находится по формуле:

$$F_{mag} = F_{Bmag} \cos \delta, \quad (3)$$

где  $\delta$  – угол наклона  $\vec{F}_{Bmag}$  к границе раздела аустенит / мартенсит.

По умолчанию принято допущение о том, что рассматриваемый смарт-кристалл невесомый.

**Решение статической задачи.** Пусть при включении магнитного поля в точке  $B$  на границе раздела аустенит / мартенсит начала действовать сила  $\vec{F}_{Bmag}$ . Для нахождения мартенситного объема (рис. 1) в равновесии на свободном ненагруженном торце кристалла в точке  $C$  должна возникнуть уравновешивающая сила  $\vec{F}_C$ . Тогда справедливо:

$$\vec{F}_{Bmag} + \vec{F}_C = 0. \quad (4)$$

Отсюда следует:

$$\sum_i F_{iX'} = F_{Bmag} \cos \beta + X'_C = 0, \quad (5)$$

$$\sum_i F_{iY'} = F_{Bmag} \sin \beta + Y'_C = 0, \quad (6)$$

где

$$X'_C = F_C \cos \gamma, Y'_C = F_C \sin \gamma. \quad (7)$$

Для моментов сил, действующих на мартенситный объем (рис. 1) в статическом равновесии, справедливо уравнение:

$$\sum_i M_B(F_i) = F_C l_m \sin\gamma - M_B = 0, \quad (8)$$

где  $l_m$  – длина мартенситной части образца (рис. 1).

В результате из (5), (6) и (8) получим:

$$F_C \cos\gamma = -F_{Bmag} \cos\beta, \quad F_C \sin\gamma = -F_{Bmag} \sin\beta, \quad M_B = F_C l_m \sin\gamma. \quad (9)$$

Принимая  $\beta = -\gamma$ , из (9) получим

$$F_C = -F_{Bmag}. \quad (10)$$

Исходя из представленной на рис. 1 схемы, получим

$$F_{mag} = F_{Bmag} \cos\delta = -F_C \cos\delta. \quad (11)$$

В частном случае, когда  $\delta = 0$ , будем иметь

$$F_{mag} = -F_C. \quad (12)$$

Аналогично (5), (6) и (8) для аустенитной части кристалла можно записать:

$$\sum_i F_{iX} = X_A + F_{Bmag} \cos\vartheta = 0, \quad (13)$$

$$\sum_i F_{iY} = Y_A + F_{Bmag} \sin\vartheta = 0, \quad (14)$$

$$\sum_i M_A(F_i) = F_{Bmag} l_a \sin\vartheta + M_A - M_B = 0, \quad (15)$$

где  $l_a$  – длина аустенитной части образца;  $\vartheta$  – угол наклона вектора  $\vec{F}_{Bmag}$  к оси AX (рис. 1).

В (13) и (14) принято:

$$X_A = -F_{Bmag} \cos \vartheta, \quad (16)$$

$$Y_A = -F_{Bmag} \sin \vartheta. \quad (17)$$

С учетом (9) и (10) из (15) получим

$$M_A = F_C l_m \sin \gamma - F_{Bmag} l_a \sin \vartheta = F_C (l_a \sin \vartheta + l_m \sin \gamma). \quad (18)$$

**Решение динамической задачи.**

По аналогии с [15] для межфазной границы раздела аустенит / мартенсит уравнение движения примем в виде:

$$a\ddot{L} + b\dot{L} + cL = F(t), \quad (19)$$

где  $a$ ,  $b$  и  $k$  – эмпирические коэффициенты;

$L$  – положение межфазной границы на оси  $AX$  (рис. 1).

Введем обозначения:

$$2\lambda = b/a, \quad \omega_0^2 = c/a. \quad (20)$$

Тогда (19) с учетом (20) запишем в виде:

$$\ddot{L} + 2\lambda\dot{L} + \omega_0^2 L = \frac{1}{a} F(t). \quad (21)$$

Как и в [12], примем

$$F(t) = \text{const} = F_{mag}. \quad (22)$$

Пусть выполняются начальные условия

$$L(0) = L_0; \quad \dot{L}(0) = V_0, \quad (23)$$

здесь  $L_0$  – положение межфазной границы в начальный момент времени ( $t = 0$ );

$V_0$  – начальная скорость границы раздела аустенит / мартенсит.  
Решение однородного уравнения

$$\ddot{L} + 2\lambda\dot{L} + \omega_0^2 L = 0 \quad (24)$$

имеет вид [16; 17]

$$L_o(t) = C_1 e^{a_1 t} + C_2 e^{a_2 t}. \quad (25)$$

здесь  $C_1$  и  $C_2$  – постоянные величины;

$a_1$  и  $a_2$  – характеристические числа, которые находятся из соотношений [16]:

$$a_1 = -\lambda - \sqrt{\lambda^2 - \omega_0^2}, \quad a_2 = -\lambda + \sqrt{\lambda^2 - \omega_0^2}. \quad (26)$$

При  $\omega_0^2 \neq 0$  пусть частное решение уравнения (21) имеет вид

$$L^* = P. \quad (27)$$

Подстановка (27) в (21), с учетом (22), даст

$$L^* = \frac{F_{mag}}{a\omega_0^2}. \quad (28)$$

Решение уравнения (21) есть [16]

$$L = L_o + L^*. \quad (29)$$

Подстановка (25) и (28) в (29) даст

$$L(t) = C_1 e^{a_1 t} + C_2 e^{a_2 t} + \frac{F_{mag}}{a\omega_0^2}. \quad (30)$$



Начальные условия (23) из (30) позволяют получить уравнения для нахождения неизвестных констант  $C_1$  и  $C_2$ :

$$\begin{cases} L_0 = C_1 + C_2 + \frac{F_{mag}}{a\omega_0^2} \\ V_0 = a_1 C_1 + a_2 C_2 \end{cases} \quad (31)$$

Отсюда получаем:

$$C_1 = \left( L_0 - \frac{F_{mag}}{a\omega_0^2} \right) - \frac{a_1 \left( L_0 - \frac{F_{mag}}{a\omega_0^2} \right) - V_0}{a_1 - a_2}, \quad (32)$$

$$C_2 = \frac{a_1 \left( L_0 - \frac{F_{mag}}{a\omega_0^2} \right) - V_0}{a_1 - a_2}. \quad (33)$$

При  $L_0 = 0$ ,  $V_0 = 0$  из (32), (33) будем иметь

$$C_1 = \frac{a_2 F_{mag}}{a\omega_0^2 (a_1 - a_2)}, \quad (34)$$

$$C_2 = -\frac{a_1 F_{mag}}{a\omega_0^2 (a_1 - a_2)}. \quad (35)$$

В ферромагнитных материалах с эффектом запоминания формы при бездиффузионных фазовых превращениях межфазная граница раздела, как правило, имеет высокую подвижность [12]. Это в уравнении (21) позволяет принять  $\lambda = 0$ . Тогда получим уравнение:

$$\ddot{L} + \omega_0^2 L = \frac{1}{a} F(t). \quad (36)$$

Решение данного уравнения имеет вид (29), где  $L_o$  есть решение уравнения

$$\ddot{L} + \omega_0^2 L = 0. \quad (37)$$

Известно [16], что

$$L_o(t) = A_1 \cos \omega_0 t + A_2 \sin \omega_0 t, \quad (38)$$

Или

$$L_o(t) = A \cos(\omega_0 t + \omega). \quad (39)$$

Здесь  $A_1$  и  $A_2$  – постоянные;  $A = \sqrt{A_1^2 + A_2^2}$ ;  $\operatorname{tg} \omega = -A_2 / A_1$ .

Частное решение уравнения (36) примем в виде (28). Тогда решение уравнения (36) примет вид:

$$L(t) = A \cos(\omega_0 t + \omega) + \frac{F_{mag}}{a \omega_0^2}. \quad (40)$$

**Заключение.** Таким образом, решена задача о статическом равновесии призматического ферромагнитного монокристалла с эффектом памяти формы, находящемся в жесткой заделке в магнитном поле. Показано, что для уравновешивания силы, действующей со стороны магнитного поля на межфазную границу, на свободном торце кристалла возникает уравновешивающая сила. Решена динамическая задача для границы раздела аустенит / мартенсит, находящейся под действием магнитного поля.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Toman, J. Epitaxial re-solidification of laser-melted Ni-Mn-Ga single crystal / J. Toman, D. C. Pagan, P. Müllner, M. Chmielus // Acta Materialia. – 2021. – V. 219. – P. 117236.
2. Musiienko, D. Effect of crystal quality on twinning stress in Ni-Mn-Ga magnetic shape memory alloys / D. Musiienko, F. Nilsén, A. Armstrong, M. Rameš, P. Veřtát, R. H. Colman, J. Čapek, P. Müllner, O. Heczko, L. Straka // J. Materials Research and Technology. – 2021. – V. 14. – P. 1934–1944.
3. Armstrong, A. Traveling surface undulation on a Ni-Mn-Ga single crystal element / A. Armstrong, B. Karki, A. Smith, P. Müllner // Smart Mater. Struct. – 2021. – V. 30. – P. 85001.
4. Armstrong, A. Actuating a magnetic shape memory element locally with a set of coils / A. Armstrong, P. Müllner // Metals. – 2021. – V. 11. – P. 536.
5. Ullakko, K. Magnetically controlled shape memory alloys: a new class of actuator materials / K. Ullakko // J. Mater. Eng. Perform. – 1996. – V. 5. – P. 405–409.
6. Ullakko, K. Large magnetic-field-induced strains in Ni<sub>2</sub>MnGa single crystals / K. Ullakko, J. K. Huang, C. Kantner, R. C. O’Handley, V. V. Kokorin // Appl. Phys. Lett. – 1996. – V. 69. – P. 1966–1968.
7. Ullakko, K. Magnetically controlled shape memory effect in Ni<sub>2</sub>MnGa intermetallics / K. Ullakko, J. K. Huang, V. V. Kokorin, R. C. O’Handley // Scripta Metall. – 1997. – V. 36. – P. 1133–1138.

8. James, R. D. Large field-induced strains in ferromagnetic shape memory materials / R. D. James, R. Tickle, M. Wuttig // Mater. Sci. Eng. – 1999. – V. A273–275. – P. 320–325.
9. Tickle, R. Ferromagnetic shape memory in the NiMnGa system / R. Tickle, R. D. James, T. Shield, M. Wuttig, V. V. Kokorin // IEEE Trans. Magn. – 1999. – V. 35. – P. 4301–4310.
10. O’Handley, R. C. Phenomenology of giant magnetic-field induced strain in ferromagnetic shape-memory materials / R. C. O’Handley, S. J. Murrey, M.
11. Murrey, S. J. 6% magnetic-field-induced strain by twin-boundary motion in ferromagnetic Ni-Mn-Ga / S. J. Murrey, M. Marioni, S M. Allen, R. C. O’Handley // Appl. Phys. Lett. – 2000. – V. 77. – P. 886–888.
12. Saren, A. Dynamic twinning stress and viscous-like damping of twin boundary motion in magnetic shape memory alloy Ni-Mn-Ga / A. Saren, K. Ullakko // Scripta Materialia. – 2017. – V. 139. – P. 126–129.
13. Остриков, В. О. Статика и динамика границы раздела аустенит / мартенсит в нагруженном призматическом монокристалле с эффектом памяти формы, находящемся в жесткой заделке / В. О. Остриков, О. М. Остриков // Машиностроение. – Минск: БНТУ, 2021. Вып. 33. – С. 139–147.
14. Straka, L. Temperature dependence of twinning stress of Type I and Type II twins in 10M modulated Ni–Mn–Ga martensite / L. Straka, A. Soroka, H. Seiner, H. Hänninen, A. Sozinov // Scripta Materialia. – 2012. – V. 67. – P. 25–28.
15. Остриков, О. М. Физическая модель движения границы остаточного двойника / О. М. Остриков // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия С. Фундаментальные науки. Физика. – 2016. – № 4. – С. 103–107.
16. Воднев, В. Т. Основные математические формулы: Справочник / В. Т. Воднев, А. Ф. Наумович, Н. Ф. Наумович. – Мн.: Выш. шк., 1988. – 269 с.
17. Зайцев, В. Ф. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям / В. Ф. Зайцев, А. Д. Полянин. – М.: Физматлит, 2001. – 576 с.

*Поступила 15.07.2022*

**УДК 539.3**

**Василевич Ю. В.<sup>1</sup>, Остриков В. О.<sup>2</sup>, Остриков О. М.<sup>2</sup>**

**СТАТИКА И ДИНАМИКА ГРАНИЦ РАЗДЕЛА  
АУСТЕНИТ / МАРТЕНСИТ МАРТЕНСИТНОЙ ПРОСЛОЙКИ  
В НАГРУЖЕННОМ ПРИЗМАТИЧЕСКОМ ФЕРРОМАГНИТНОМ  
МОНОКРИСТАЛЛЕ С ЭФФЕКТОМ ПАМЯТИ ФОРМЫ,  
НАХОДЯЩЕМСЯ В ЖЕСТКОЙ ЗАДЕЛКЕ**

*1. Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*2. УО «Гомельский государственный технический университет имени П. О. Сухого»,  
Гомель, Беларусь*

*Решена статическая и динамическая задача для находящегося в жесткой заделке нагруженного призматического монокристалла с памятью формы с находящейся в нем мартенситной прослойки. Показано, что в статическом равновесии мартенситной прослойки при данной схеме нагружения в плоскостях границ раздела аустенит / мартенсит действуют силы противоположного знака. При этом изменение ширины мартенситной прослойки линейно зависит от разности скоростей границ раздела.*

**Введение.** В современном машиностроении широко используются материалы с эффектом памяти формы. Структура используемого материала существенно влияет на прочностные и деформационные характеристики в реализуемых изделиях при действии

на них силовых нагрузок во время эксплуатации. Представляет научный и практический интерес исследование призматического монокристалла с эффектом запоминания формы с двумя границами раздела, между которыми находится мартенситная или аустенитная прослойка [1–5]. Объем данной прослойки определяет обратимые размеры материала и полностью зависит от положения границ раздела. Чем более подвижными являются границы раздела аустенит / мартенсит, тем легче ими управлять с помощью магнитного поля [6].

Цель работы – решение статической и динамической задач для границ мартенситной прослойки в призматическом нагруженном монокристалле, находящемся в жесткой заделке.

**Постановка задачи.** Монокристаллический призматический образец с мартенситной прослойкой, находящийся в жесткой заделке, в случае действующей на его незакрепленный торец силы  $\vec{F}$ , схематически изображен на рис. 1.

Пусть между границами раздела находится мартенситная прослойка длиной  $l_m$  (рис. 1), а между торцами призматического монокристалла и мартенситной прослойкой – две аустенитные фазы каждая длиной  $l_{a1}$  и  $l_{a2}$  соответственно (рис. 1). Следует отметить, что при наличии в призматическом монокристаллическом образце двух границ раздела торцевые плоскости параллельны друг другу, в то время как в случае одной границы – не параллельны [6]. Таким образом, для решения технологических задач получения устройств на основе ферромагнитных монокристаллов с памятью формы для задания параллельности торцов призматического рабочего элемента из данного материала необходимо введение в него четного количества границ раздела аустенит / мартенсит.

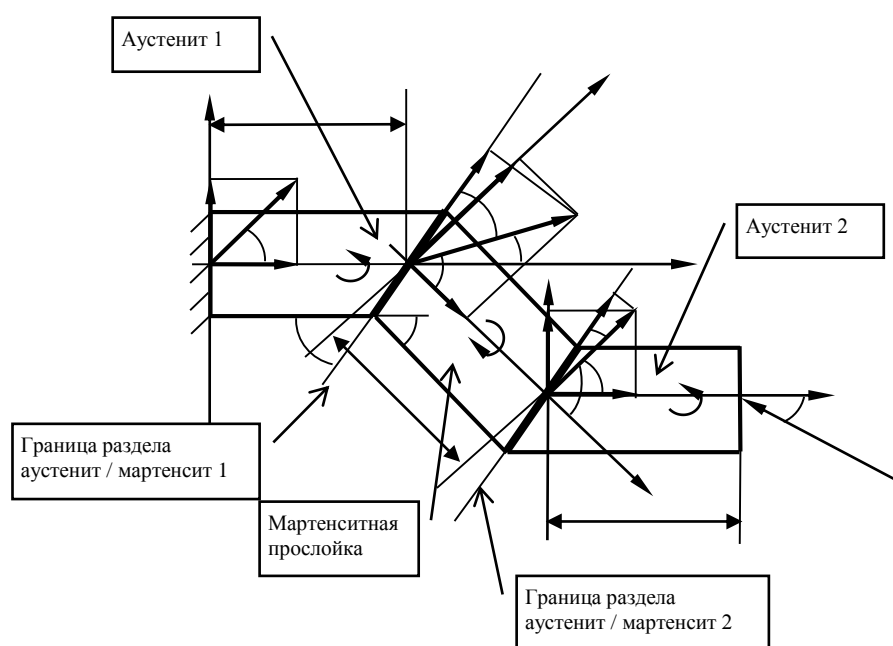


Рис. 1. Схематическое изображение находящегося в жесткой заделке нагруженного призматического монокристаллического образца с мартенситной прослойкой

В плоскости рис. 1 мартенситная прослойка повернута относительно аустенитных частей монокристалла на угол  $\varphi$ , а границы раздела аустенит / мартенсит по отношению к следам в рассматриваемой плоскости граней аустенитных частей призмы – под одинаковыми углами  $\psi$ . Примем  $\psi \neq \varphi$ , а случай  $\psi = \varphi$  будем считать частным.

Реакцию заделки  $\vec{R}_A$ , также как и силы  $\vec{F}_B$  и  $\vec{F}_C$  в точках  $B$  и  $C$  (рис. 1), разложим на составляющие:  $\vec{X}_A$  и  $\vec{Y}_A$ ,  $\vec{X}'_B$  и  $\vec{Y}'_B$ ,  $\vec{X}_C$  и  $\vec{Y}_C$ , соответственно. Тогда справедливы следующие соотношения:

$$\vec{R}_A = X_A \vec{i} + Y_A \vec{j}; R_A = \sqrt{X_A^2 + Y_A^2}; \operatorname{tg} \alpha = Y_A / R_A, \quad (1)$$

$$\vec{F}_B = X'_B \vec{i}' + Y'_B \vec{j}'; F_B = \sqrt{X'^2_B + Y'^2_B}; \operatorname{tg} \beta = Y'_B / F_B, \quad (2)$$

$$\vec{F}_C = X_C \vec{i} + Y_C \vec{j}; F_C = \sqrt{X_C^2 + Y_C^2}; \operatorname{tg} \theta = Y_C / F_C. \quad (3)$$

Величины сил  $\vec{F}_{ext1}$  и  $\vec{F}_{ext2}$ , действующих в плоскостях границ раздела аустенит / мартенсит, могут быть найдены из соотношений:

$$F_{ext1} = F_B \cos \delta, \quad (4)$$

$$F_{ext2} = F_C \cos \chi, \quad (5)$$

где  $\delta$  и  $\chi$  – углы наклона сил  $\vec{F}_B$  и  $\vec{F}_C$  к соответствующим плоскостям границ раздела аустенит / мартенсит (рис. 1).

Пусть к оси  $CX$  сила  $\vec{F}$  ориентирована под углом  $\gamma$  (рис. 1), который будем считать произвольным.

Примем допущение о невесомости рассматриваемого призматического образца.

**Решение статической задачи.**

1. Для аустенитной части призматического монокристалла с незакрепленным в жесткой заделке торцом, на который действует сила  $\vec{F}$  (рис. 1), в статическом случае будем иметь

$$\vec{F}_C + \vec{F} = 0; \quad (6)$$

$$\sum_i F_{icx} = X_C - F \cos \gamma = 0; \quad (7)$$

$$\sum_i F_{icy} = Y_C + F \sin \gamma = 0; \quad (8)$$

$$\sum_i M_C(F_i) = Fl_{a2} \sin \gamma + M_C = 0. \quad (9)$$

Учитывая, что

$$X_C = F_C \cos \theta, \quad (10)$$

$$Y_C = F_C \sin \theta. \quad (11)$$

Из (7) и (8) получим

$$F_C \cos \theta = F \cos \gamma, \quad (12)$$

$$F_C \sin \theta = -F \sin \gamma. \quad (13)$$

Отсюда  $\operatorname{tg} \theta = -\operatorname{tg} \gamma$ , что выполняется, например, при  $\theta = -\gamma$  [7]. Тогда

$$F_C = F. \quad (14)$$

Из (9) получаем

$$M_C = -Fl_{a2} \sin \gamma. \quad (15)$$

2. Для мартенситной прослойки для обеспечения статического равновесия должны выполняться условия:

$$\vec{F}_B + \vec{F}_C = 0; \quad (16)$$

$$\sum_i F_{iBX'} = F_B \cos \beta + F_C \cos \omega = 0; \quad (17)$$

$$\sum_i F_{iBY'} = F_B \sin \beta + F_C \sin \omega = 0; \quad (18)$$

$$\sum_i M_B(F_i) = F_C l_m \sin \omega - M_B + M_C = 0. \quad (19)$$

Здесь учтено, что

$$X'_B = F_B \cos \beta; Y'_B = F_B \sin \beta; X'_C = F_C \cdot \cos \omega; Y'_C = F_C \sin \omega. \quad (20)$$

На рис. 1  $\vec{X}'_C$  и  $\vec{Y}'_C$  не показаны для уменьшения его загромождения.

Не трудно показать, что условия (17) и (18) выполняются при  $\beta = \omega$ . При этом, принимая во внимание (14), получим

$$F_B = -F_C = -F. \quad (21)$$

Из (19), с учетом (15) и (21), будем иметь

$$M_B = F(l_m \sin \omega - l_{a2} \sin \gamma). \quad (22)$$

3. Для аустенитной части монокристалла с закрепленным в жесткой заделке торцом (рис. 1) при статическом равновесии справедливо

$$\vec{R}_A + \vec{F}_B = 0; \quad (23)$$

$$\sum_i F_{iAX} = X_A + F_B \cos \vartheta = 0; \quad (24)$$

$$\sum_i F_{iAY} = Y_A + F_B \sin \vartheta = 0; \quad (25)$$

$$\sum_i M_A(F_i) = F_B l_{a1} \sin \vartheta + M_A - M_B + M_C = 0. \quad (26)$$

Для уменьшения загромождения рис. 1 на нем векторы  $\vec{X}_B$  и  $\vec{Y}_B$  не показаны. При этом из (24), (25) и (26) с учетом (21) следует

$$X_A = -F_B \cos \vartheta = F \cos \vartheta; \quad (27)$$

$$Y_A = -F_B \sin \vartheta = F \sin \vartheta; \quad (28)$$

$$M_A = F(l_{a1}\sin\vartheta - 2l_{a2}\sin\gamma - l_m\sin\omega). \quad (29)$$

Принимая во внимание (14) и (21) соотношения (4) и (5) можно представить в виде

$$F_{ext1} = -F\cos\delta, \quad (30)$$

$$F_{ext2} = F\cos\chi. \quad (31)$$

**Динамика границ раздела.** Решение динамической задачи будем вести на базе приведенного в [6] уравнения движения единичной границы раздела аустенит / мартенсит:

$$\frac{\rho A_0}{k_0} \left( \frac{dL}{dt} \right)^2 + \frac{m_0 + \rho A_0(L - L_0)}{k_0} \frac{d^2L}{dt^2} = F_{ext}, \quad (32)$$

здесь  $\rho$  – объемная массовая плотность материала;

$A_0$  – площадь поперечного сечения образца;

$k_0$  – коэффициент, связывающий скорость движения границы раздела аустенит / мартенсит ( $V_b$ ) со скоростью плоскопараллельного перемещения мартенситной части монокристалла ( $V_m$ ), причем  $k_0 = V_b/V_m = \cos\psi + \sin\psi/\tan\phi$  [6];

$m_0$  – начальная масса мартенситной части образца;

$L_0$  – начальное положение границы раздела аустенит / мартенсит;

$L$  – текущее положение границы на оси AX, либо CX;

$t$  – время;

$F_{ext}$  – сила, действующая в плоскости границы раздела (в нашем случае  $L_0 = L_{0i}$ ,

$L = L_i$ ,  $F_{ext} = F_{exti}$ , где  $i$  принимает значения 1 или 2).

Решение уравнения (32) имеет вид [8]:

$$L(t) = \frac{1}{a} \left( \frac{D_1 t - 1}{D_2} \pm \sqrt{a F_{ext} t - b} \right), \quad (33)$$

где

$$a = \frac{\rho A_0}{k_0}, \quad b = \frac{m_0}{k_0} - a L_0. \quad (34)$$

Скорость границы раздела аустенит / мартенсит может быть найдена дифференцированием (33) по времени:



$$\frac{dL(t)}{dt} = V_b = \frac{1}{a} \left( \frac{D_1}{D_2} \pm \sqrt{aF_{ext}} \right). \quad (35)$$

Константы  $D_1$  и  $D_2$  определяются по формулам

$$D_1 = \frac{\pm \sqrt{aF_{ext}} - aV_b}{aL_0 + b}, \quad D_2 = -\frac{1}{aL_0 + b}. \quad (36)$$

Подстановка (36) в (33) дает

$$L(t) = V_b t + L_0. \quad (37)$$

Ширина мартенситной прослойки  $l_m(t)$  в любой момент времени  $t$  определяется разностью

$$l_m(t) = L_2(t) - L_1(t), \quad (38)$$

где

$$L_1(t) = V_{b1} t + L_{01}, \quad (39)$$

$$L_2(t) = V_{b2} t + L_{02}. \quad (40)$$

Здесь индексы 1 и 2 относятся к первой и второй границе мартенситной прослойки соответственно.

**Выводы.** Решена статическая и динамическая задача для находящегося в жесткой заделке нагруженного призматического монокристалла с памятью формы с находящейся в нем мартенситной прослойки. Показано, что в статическом равновесии мартенситной прослойки при данной схеме нагружения в плоскостях границ раздела аустенит / мартенсит действуют силы противоположного знака. При этом изменение ширины мартенситной прослойки линейно зависит от разности скоростей границ раздела.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Ullakko, K. Magnetically controlled shape memory alloys: a new class of actuator materials / K. Ullakko // J. Mater. Eng. Perform. – 1996. – V. 5. – P. 405–409.
2. James, R. D. Large field-induced strains in ferromagnetic shape memory materials / R. D. James, R. Tickle, M. Wuttig // Mater. Sci. Eng. – 1999. – V. A273–275. – P. 320–325.
3. Tickle, R. Ferromagnetic shape memory in the NiMnGa system / R. Tickle, R. D. James, T. Shield, M. Wuttig, V. V. Kokorin // IEEE Trans. Magn. – 1999. – V. 35. – P. 4301–4310.

4. O’Handley, R. C. Phenomenology of giant magnetic-field induced strain in ferromagnetic shape-memory materials / R. C. O’Handley, S. J. Murrey, M. Marioni, H. Nembach, S. M. Allen // J. Appl. Phys. 2000. – V. 87. – P. 4712–4717.

5. Murrey, S. J. 6% magnetic-field-induced strain by twin-boundary motion in ferromagnetic Ni-Mn-Ga / S. J. Murrey, M. Marioni, S. M. Allen, R. C. O’Handley // Appl. Phys. Lett. – 2000. – V. 77. – P. 886–888.

6. Saren, A. Dynamic twinning stress and viscous-like damping of twin boundary motion in magnetic shape memory alloy Ni-Mn-Ga / A. Saren, K. Ullakko // Scripta Materialia. – 2017. – V. 139. – P. 126–129.

7. Воднев, В. Т. Основные математические формулы: Справочник / В. Т. Воднев, А. Ф. Наумович, Н. Ф. Наумович. – Мн.: Выш. шк., 1988. – 269 с.

8. Зайцев, В. Ф. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям / В. Ф. Зайцев, А. Д. Полянин. – М.: Физматлит, 2001. – 576 с.

*Поступила 15.07.2022*

**УДК 539.3**

**Василевич Ю. В.<sup>1</sup>, Остриков О. М.<sup>2</sup>**

**РОЛЬ СИЛ НЕУПРУГОЙ ПРИРОДЫ В ФОРМИРОВАНИИ  
ОСТАТОЧНЫХ КРАЕВЫХ НАНОДВОЙНИКОВ  
КЛИНОВИДНОЙ ФОРМЫ**

*1. Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*2. УО «Гомельский государственный технический университет имени П. О. Сухого»,  
Гомель, Беларусь*

*Получено условие равновесия краевого нанодвойника при наличии сил неупругой природы. Показано, что для обеспечения возможности существования остаточного нанодвойника в деформированном твердом теле необходимо наличие сил внутреннего трения.*

**Введение.** Исследование механического двойникования материалов, используемых в машиностроении, теплоэнергетике и др. отраслях промышленности обусловлено потребностью инженерной практики и необходимостью моделирования процессов разрушения в области механики деформируемого твердого тела. Связано это с тем, что высокие скорости развития двойниковых прослоек и связанные с этим динамические эффекты способствуют большой концентрации напряжений на границах двойников и в их вершинах, которые необходимо учитывать при прогнозировании полей напряжений для обеспечения прочности деталей, особенно в ответственных узлах механических систем.

В отличие от упругих двойников, остаточные механические двойники не исчезают после снятия деформирующей нагрузки на кристалл [1–6]. Основной вклад в практически нулевую подвижность границ остаточных двойников преимущественно обеспечивается полными дислокациями, возникающими у границ раздела двойник – материнский кристалл в результате релаксации напряжений, обусловленных не только внешней нагрузкой, но и двойниковыми границами, являющимися концентраторами больших внутренних напряжений [7; 8]. Полные дислокации являются главной составляющей в природе неупругих сил, препятствующих перемещению двойникообразующих дислокаций [8]. Представляет научный интерес разработка методики количественной оценки роли сил неупругой природы, обеспечивающих фиксацию двойниковых границ после снятия нагрузки, деформировавшей кристалл.

Целью данной работы стало выяснение роли сил неупругой природы, действующих на двойникующие дислокации, в формировании остаточных нанодвойников клиновидной формы.

**Постановка задачи.** Для проекций сил, действующих на двойникующие дислокации, на направление развития нанодвойника, примем справедливым равенство

$$F_i = F_e + S, \quad (1)$$

где  $F_i$  – сила, действующая на  $i$ -ую двойникующую дислокацию со стороны остальных дислокаций нанодвойника;

$F_e$  – действие на двойникующую дислокацию со стороны внешних сил;

$S$  – сила неупругой природы, препятствующая перемещению дислокаций.

Проекции сил, действующих на двойникующие дислокации, на направление, перпендикулярное направлению развития нанодвойника, рассматривать не будем, так как в данном направлении перемещение двойникующих дислокаций затруднено, что связано с кристаллографией двойникования.

При  $F_i \neq 0$ ,  $F_e = 0$ ,  $S = 0$ , как это было показано в [9], двойник не имеет устойчивого равновесия и исчезает.

Случай, когда  $F_i \neq 0$ ,  $F_e \neq 0$ ,  $S = 0$ , соответствует упругому двойнику [6], исчезающему при снятии нагрузки (т. е. при  $F_e = 0$ ).

Остаточный нанодвойник может существовать только при условии:  $F_i \neq 0$ ,  $F_e = 0$ ,  $S \neq 0$ . При этом расстояние между двойникующими дислокациями в рассматриваемом случае может существенно отличаться от случая, когда кристалл находится под нагрузкой:  $F_i \neq 0$ ,  $F_e \neq 0$  и  $S = 0$ .

В данной работе рассмотрим вариант, когда в (1)  $F_i \neq 0$ ,  $F_e = 0$ ,  $S \neq 0$ . Тогда для рассмотренного в [9] краевого нанодвойника, состоящего из пяти двойникующих дислокаций, справедливо:

$$\begin{aligned} F_0 &= b_{\text{кп}} \left( \sigma_{xy}^{(1)}(x_0 - x_1, y_0 - y_1) + \sigma_{xy}^{(2)}(x_0 - x_2, y_0 - y_2) + \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{xy}^{(3)}(x_0 - x_3, y_0 - y_3) + \sigma_{xy}^{(4)}(x_0 - x_4, y_0 - y_4) \right) = S; \\ F_1 &= b_{\text{кп}} \left( \sigma_{xy}^{(0)}(x_1 - x_0, y_1 - y_0) + \sigma_{xy}^{(2)}(x_1 - x_2, y_1 - y_2) + \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{xy}^{(3)}(x_1 - x_3, y_1 - y_3) + \sigma_{xy}^{(4)}(x_1 - x_4, y_1 - y_4) \right) = S; \\ F_2 &= b_{\text{кп}} \left( \sigma_{xy}^{(0)}(x_2 - x_0, y_2 - y_0) + \sigma_{xy}^{(1)}(x_2 - x_1, y_2 - y_1) + \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{xy}^{(3)}(x_2 - x_3, y_2 - y_3) + \sigma_{xy}^{(4)}(x_2 - x_4, y_2 - y_4) \right) = S; \\ F_3 &= b_{\text{кп}} \left( \sigma_{xy}^{(0)}(x_3 - x_0, y_3 - y_0) + \sigma_{xy}^{(1)}(x_3 - x_1, y_3 - y_1) + \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{xy}^{(2)}(x_3 - x_2, y_3 - y_2) + \sigma_{xy}^{(4)}(x_3 - x_4, y_3 - y_4) \right) = S; \\ F_4 &= b_{\text{кп}} \left( \sigma_{xy}^{(0)}(x_4 - x_0, y_4 - y_0) + \sigma_{xy}^{(1)}(x_4 - x_1, y_4 - y_1) + \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{xy}^{(2)}(x_4 - x_2, y_4 - y_2) + \sigma_{xy}^{(3)}(x_4 - x_3, y_4 - y_3) \right) = S, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $b_{\text{кр}}$  – модуль краевой составляющей вектора Бюргера двойнивающей дислокации (в приближении равной нулю винтовой составляющей этого вектора);

$\sigma_{xy}^{(i)}$  – сдвиговые напряжения  $i$ -ой двойнивающей дислокации.

Учитывая результаты работы [9], (2) можно представить в развернутом виде:

$$\begin{aligned}
 F_0 &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \frac{(x_0 - x_1)((x_0 - x_1)^2 - (y_0 - y_1)^2)}{((x_0 - x_1)^2 + (y_0 - y_1)^2)^2} + \right. \\
 &+ \frac{(x_0 - x_2)((x_0 - x_2)^2 - (y_0 - y_2)^2)}{((x_0 - x_2)^2 + (y_0 - y_2)^2)^2} + \frac{(x_0 - x_3)((x_0 - x_3)^2 - (y_0 - y_3)^2)}{((x_0 - x_3)^2 + (y_0 - y_3)^2)^2} + \\
 &\left. + \frac{(x_0 - x_4)((x_0 - x_4)^2 - (y_0 - y_4)^2)}{((x_0 - x_4)^2 + (y_0 - y_4)^2)^2} \right\} = S; \\
 F_1 &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \frac{(x_1 - x_0)((x_1 - x_0)^2 - (y_1 - y_0)^2)}{((x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2)^2} + \right. \\
 &+ \frac{(x_1 - x_2)((x_1 - x_2)^2 - (y_1 - y_2)^2)}{((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^2} + \frac{(x_1 - x_3)((x_1 - x_3)^2 - (y_1 - y_3)^2)}{((x_1 - x_3)^2 + (y_1 - y_3)^2)^2} + \\
 &\left. + \frac{(x_1 - x_4)((x_1 - x_4)^2 - (y_1 - y_4)^2)}{((x_1 - x_4)^2 + (y_1 - y_4)^2)^2} \right\} = S; \\
 F_2 &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \frac{(x_2 - x_0)((x_2 - x_0)^2 - (y_2 - y_0)^2)}{((x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2)^2} + \right. \\
 &+ \frac{(x_2 - x_1)((x_2 - x_1)^2 - (y_2 - y_1)^2)}{((x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2)^2} + \frac{(x_2 - x_3)((x_2 - x_3)^2 - (y_2 - y_3)^2)}{((x_2 - x_3)^2 + (y_2 - y_3)^2)^2} + \\
 &\left. + \frac{(x_2 - x_4)((x_2 - x_4)^2 - (y_2 - y_4)^2)}{((x_2 - x_4)^2 + (y_2 - y_4)^2)^2} \right\} = S; \\
 F_3 &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \frac{(x_3 - x_0)((x_3 - x_0)^2 - (y_3 - y_0)^2)}{((x_3 - x_0)^2 + (y_3 - y_0)^2)^2} + \right. \\
 &+ \frac{(x_3 - x_1)((x_3 - x_1)^2 - (y_3 - y_1)^2)}{((x_3 - x_1)^2 + (y_3 - y_1)^2)^2} + \frac{(x_3 - x_2)((x_3 - x_2)^2 - (y_3 - y_2)^2)}{((x_3 - x_2)^2 + (y_3 - y_2)^2)^2} + \\
 &\left. + \frac{(x_3 - x_4)((x_3 - x_4)^2 - (y_3 - y_4)^2)}{((x_3 - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2)^2} \right\} = S; \\
 F_4 &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \left\{ \frac{(x_4 - x_0)((x_4 - x_0)^2 - (y_4 - y_0)^2)}{((x_4 - x_0)^2 + (y_4 - y_0)^2)^2} + \right.
 \end{aligned} \tag{3}$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{(x_4 - x_1)((x_4 - x_1)^2 - (y_4 - y_1)^2)}{((x_4 - x_1)^2 + (y_4 - y_1)^2)^2} + \frac{(x_4 - x_2)((x_4 - x_2)^2 - (y_4 - y_2)^2)}{((x_4 - x_2)^2 + (y_4 - y_2)^2)^2} + \\
& \left. + \frac{(x_4 - x_3)((x_4 - x_3)^2 - (y_4 - y_3)^2)}{((x_4 - x_3)^2 + (y_4 - y_3)^2)^2} \right\} = S.
\end{aligned}$$

Примем, использованные в [9] обозначения:

$$\begin{aligned}
a_{01} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_0 - x_1)((x_0 - x_1)^2 - (y_0 - y_1)^2)}{((x_0 - x_1)^2 + (y_0 - y_1)^2)^2}; \\
a_{02} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_0 - x_2)((x_0 - x_2)^2 - (y_0 - y_2)^2)}{((x_0 - x_2)^2 + (y_0 - y_2)^2)^2}; \\
a_{03} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_0 - x_3)((x_0 - x_3)^2 - (y_0 - y_3)^2)}{((x_0 - x_3)^2 + (y_0 - y_3)^2)^2}; \\
a_{04} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_0 - x_4)((x_0 - x_4)^2 - (y_0 - y_4)^2)}{((x_0 - x_4)^2 + (y_0 - y_4)^2)^2}; \\
a_{12} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_1 - x_2)((x_1 - x_2)^2 - (y_1 - y_2)^2)}{((x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2)^2}; \\
a_{13} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_1 - x_3)((x_1 - x_3)^2 - (y_1 - y_3)^2)}{((x_1 - x_3)^2 + (y_1 - y_3)^2)^2}; \\
a_{14} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_1 - x_4)((x_1 - x_4)^2 - (y_1 - y_4)^2)}{((x_1 - x_4)^2 + (y_1 - y_4)^2)^2}; \\
a_{23} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_2 - x_3)((x_2 - x_3)^2 - (y_2 - y_3)^2)}{((x_2 - x_3)^2 + (y_2 - y_3)^2)^2}; \\
a_{24} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_2 - x_4)((x_2 - x_4)^2 - (y_2 - y_4)^2)}{((x_2 - x_4)^2 + (y_2 - y_4)^2)^2}; \\
a_{34} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_3 - x_4)((x_3 - x_4)^2 - (y_3 - y_4)^2)}{((x_3 - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2)^2}; \\
a_{10} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_1 - x_0)((x_1 - x_0)^2 - (y_1 - y_0)^2)}{((x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2)^2}; \\
a_{20} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_2 - x_0)((x_2 - x_0)^2 - (y_2 - y_0)^2)}{((x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2)^2};
\end{aligned} \tag{4}$$

$$\begin{aligned}
a_{30} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_3 - x_0)((x_3 - x_0)^2 - (y_3 - y_0)^2)}{((x_3 - x_0)^2 + (y_3 - y_0)^2)^2}; \\
a_{40} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_4 - x_0)((x_4 - x_0)^2 - (y_4 - y_0)^2)}{((x_4 - x_0)^2 + (y_4 - y_0)^2)^2}; \\
a_{21} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_2 - x_1)((x_2 - x_1)^2 - (y_2 - y_1)^2)}{((x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2)^2}; \\
a_{31} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_3 - x_1)((x_3 - x_1)^2 - (y_3 - y_1)^2)}{((x_3 - x_1)^2 + (y_3 - y_1)^2)^2}; \\
a_{41} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_4 - x_1)((x_4 - x_1)^2 - (y_4 - y_1)^2)}{((x_4 - x_1)^2 + (y_4 - y_1)^2)^2}; \\
a_{32} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_3 - x_2)((x_3 - x_2)^2 - (y_3 - y_2)^2)}{((x_3 - x_2)^2 + (y_3 - y_2)^2)^2}; \\
a_{42} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_4 - x_2)((x_4 - x_2)^2 - (y_4 - y_2)^2)}{((x_4 - x_2)^2 + (y_4 - y_2)^2)^2}; \\
a_{43} &= \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_4 - x_3)((x_4 - x_3)^2 - (y_4 - y_3)^2)}{((x_4 - x_3)^2 + (y_4 - y_3)^2)^2}.
\end{aligned} \tag{4}$$

Тогда из (3) получим

$$\begin{cases}
a_{01} + a_{02} + a_{03} + a_{04} = S \\
a_{10} + a_{12} + a_{13} + a_{14} = S \\
a_{20} + a_{21} + a_{23} + a_{24} = S \\
a_{30} + a_{31} + a_{32} + a_{34} = S \\
a_{40} + a_{41} + a_{42} + a_{43} = S
\end{cases} \tag{5}$$

Как было показано в [9], для данной системы алгебраических уравнений справедливо

$$\begin{aligned}
a_{01} &= -a_{10}, \quad a_{02} = -a_{20}, \quad a_{03} = -a_{30}, \quad a_{04} = -a_{40}, \\
a_{12} &= -a_{21}, \quad a_{13} = -a_{31}, \quad a_{14} = -a_{41}, \quad a_{23} = -a_{32}, \\
a_{24} &= -a_{42}, \quad a_{34} = -a_{43}.
\end{aligned} \tag{6}$$

Тогда из (5) получим

$$\begin{cases} a_{01} + a_{02} + a_{03} + a_{04} = S \\ a_{01} - a_{12} - a_{13} - a_{14} = S \\ a_{02} + a_{12} - a_{23} - a_{24} = S \\ a_{03} + a_{13} + a_{23} - a_{34} = S \\ a_{04} + a_{14} + a_{24} + a_{34} = S \end{cases} \quad (7)$$

Учитывая, как и в [9], что

$$\begin{aligned} |y_0 - y_1| &= |y_1 - y_0| = |y_0 - y_3| = |y_3 - y_0| = a, \\ |y_1 - y_2| &= |y_2 - y_1| = |y_3 - y_4| = |y_4 - y_3| = a, \\ |y_0 - y_2| &= |y_2 - y_0| = |y_0 - y_4| = |y_4 - y_0| = 2a, \\ |y_1 - y_3| &= |y_3 - y_1| = 2a, \\ |y_1 - y_4| &= |y_4 - y_1| = |y_2 - y_3| = |y_3 - y_2| = 3a, \\ |y_2 - y_4| &= |y_4 - y_2| = 4a, \end{aligned} \quad (8)$$

где  $a$  – межатомное расстояние в плоскости, перпендикулярной плоскости двойникова-ния, получим

$$a_{01} = a_{03}, \quad a_{02} = a_{04}, \quad a_{12} = a_{34}, \quad a_{14} = a_{23}. \quad (9)$$

При этом система (7) преобразуется следующим образом

$$\begin{cases} a_{01} + a_{02} + a_{01} + a_{02} = S \\ a_{01} - a_{12} - a_{13} - a_{14} = S \\ a_{02} + a_{12} - a_{14} - a_{24} = S \\ a_{01} + a_{13} + a_{14} - a_{12} = S \\ a_{02} + a_{14} + a_{24} + a_{12} = S \end{cases} \quad (10)$$

Отсюда получаем

$$\begin{cases} a_{01} + a_{02} = \frac{S}{2} \\ a_{01} - a_{12} = \frac{S}{2} \\ a_{02} + a_{12} = \frac{S}{2} \end{cases} \quad (11)$$

Данная система неразрешима, так как в ней количество неизвестных превышает количество уравнений. Для уменьшения количества неизвестных рассмотрим соотношения:

$$a_{01} = \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_0 - x_1)((x_0 - x_1)^2 - a^2)}{((x_0 - x_1)^2 + a^2)^2};$$

$$a_{02} = \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_0 - x_2)((x_0 - x_2)^2 - 4a^2)}{((x_0 - x_2)^2 + 4a^2)^2}; \quad (12)$$

$$a_{12} = \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{(x_1 - x_2)((x_1 - x_2)^2 - a^2)}{((x_1 - x_2)^2 + a^2)^2}.$$

Как было показано в [9],

$$x_0 - x_2 = (x_0 - x_1) + (x_1 - x_2). \quad (13)$$

В данной работе примем допущение

$$x_0 - x_1 = x_1 - x_2 = d. \quad (14)$$

Тогда из (13) получим

$$x_0 - x_2 = 2d. \quad (15)$$

Подставляя (14) и (15) в (12), для системы (11) получаем дополнительное условие:

$$a_{01} = a_{12} = 2a_{02} = \frac{\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{d(d^2 - a^2)}{(d^2 + a^2)^2}. \quad (16)$$

С учетом (16) второе уравнение системы (11) дает тривиальное решение  $S = 0$ , которое было рассмотрено в [9]. Первое и третье уравнения с учетом (16) приводят к решению:

$$S = \frac{3\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)} \frac{d(d^2 - a^2)}{(d^2 + a^2)^2}. \quad (17)$$

Для нахождения из (17) зависимости  $d = d(S)$  необходимо решение, получаемое из (17), уравнения четвертой степени, что выполнить точными методами весьма затруднительно. Поэтому рассмотрим ряд частных случаев.

Примем  $d \approx a$ . Тогда из (17) получим  $S = 0$ . Это рассмотренный в [9] случай неустойчивого равновесия, когда двойниковые границы ориентированы под углом  $45^\circ$  к следу плоскости двойникового. Для существования такого нанодвойника нет необходимости в силе  $S$ . Однако, данная сила необходима для придания устойчивости такой конфигурации распределения дислокаций.

При  $d \gg a$  из (17) получаем

$$d = \frac{3\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi(1-\nu)S}. \quad (18)$$



Данный частный случай описывает нанодвойники, размеры которых приближаются к размерам микродвойников. Как видим из (18), увеличение  $S$  позволяет удерживать в равновесии двойник с большим расстоянием между двойническими дислокациями.

Введем коэффициент  $n$ , связывающий  $d$  и  $a$  следующим соотношением:

$$d = na. \quad (19)$$

Данное соотношение позволит понизить порядок уравнения (17) относительно  $n$ . Подставляя (19) в (17), получим

$$S = \frac{3\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi a(1-\nu)} \frac{n(n-1)}{(n+1)^2}. \quad (20)$$

Примем обозначение

$$A = \frac{3\mu b_{\text{кр}}^2}{2\pi a(1-\nu)}. \quad (21)$$

Тогда из (20) получим уравнение

$$Sn^2 + 2Sn + S - An^2 + An = 0, \quad (22)$$

которое преобразуем к виду

$$(S-A)n^2 + (2S+A)n + S = 0. \quad (23)$$

Данное уравнение имеет два решения [10]:

$$n = \frac{-(2S+A) + \sqrt{(2S+A)^2 - 4S(S-A)}}{2(S-A)} = \frac{-(2S+A) + \sqrt{A(8S+A)}}{2(S-A)} \quad (24)$$

и

$$n = \frac{-(2S+A) - \sqrt{(2S+A)^2 - 4S(S-A)}}{2(S-A)} = \frac{-(2S+A) - \sqrt{A(8S+A)}}{2(S-A)}. \quad (25)$$

Очевидно, что физический смысл имеет решение, удовлетворяющее условию  $n > 0$ , так как в (19) всегда должно быть  $d > 0$  ( $a > 0$  по условию задачи). Этому условию не удовлетворяет решение (25). Поэтому его рассматривать не будем. А на решение (24) условие  $n > 0$  накладывает ограничение:

$$(2S+A) < \sqrt{A(8S+A)}. \quad (26)$$

Отсюда

$$S < \frac{A}{2}. \quad (27)$$

В (24) знаменатель не должен быть равен нулю. Поэтому  $S \neq A$ , что исключается условием (27).

В результате, с учетом условий (19) и (27) зависимость  $d = d(S)$  в частном случае, определенным соотношением (19), можно представить в виде:

$$d = \frac{-(2S + A) + \sqrt{A(8S + A)}}{2(S - A)} a. \quad (28)$$

**Заключение.** Таким образом, получено условие существования в твердом теле остаточного нанодвойника после снятия деформирующей нагрузки. Показано, что для существования остаточного нанодвойника необходимо наличие у двойниковых границ достаточных сил неупругой природы.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Финкель, В. М. Разрушение кристаллов при механическом двойниковании / В. М. Финкель, В. А. Федоров, А. П. Королев. – Ростов-на-Дону. – 1990. – 172 с.
2. Косевич, А. М. Дислокации в теории упругости / А. М. Косевич. – Киев: Наук. Думка, 1978. – 220 с.
3. Остриков, О. М. Особенности зарождения клиновидных двойников у отпечатка пирамиды Вилккера на поверхности (111) монокристаллов висмута / О. М. Остриков // Материаловедение. – 2002, №1. – С. 17 – 20.
4. Остриков, О. М. Нанодвойникование монокристаллов висмута / О. М. Остриков // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2002. – № 3. – С. 51–52.
5. Классен-Неклюдова, М. В. Механическое двойникование кристаллов / М. В. Классен-Неклюдова. – М.: АН СССР, 1960. – 262 с.
6. Косевич, А. М. Дислокационная теория упругого двойникования кристаллов / А. М. Косевич, В. С. Бойко // Успехи физических наук. – 1971. – Т. 104, № 2. – С. 101–255.
7. Карькина, Л. Е. Взаимодействие двойников с дислокациями и двойниками в TiAl. I. Взаимодействие с дислокациями / Л. Е. Карькина, А. Б. Ноткин // Физика металлов и материаловедение. – 1993. – Т. 75, № 3. – С. 147–154.
8. Лаврентьев, Ф. Ф. Взаимодействие дислокаций в цинке, висмуте и сурьме при двойниковании / Ф. Ф. Лаврентьев // Физика металлов и материаловедение. – 1964. – Т. 18, № 3. – С. 428–436.
9. Василевич Ю. В., Остриков О. М. Условие равновесия остаточного краевого клиновидного нанодвойника в постдеформированном твердом теле // Наука и техника. – 2017. – Т. 16, № 4. – С. 335–342.
10. Воднев, В. Т. Основные математические формулы: Справочник / В. Т. Воднев, А. Ф. Наумович, Н. Ф. Наумович. – Мн.: Выш. шк., 1988. – 269 с.

*Поступила 15.07.2022*

Довнар С. С., Якимович А. М.

## МКЭ-АНАЛИЗ КОНЦЕПЦИИ ПОСТРЕЗОНАНСНОГО ПОРТАЛЬНОГО МНОГОЦЕЛЕВОГО СТАНКА

Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь

Предложена концепция субтильного портального станка типа «Gantry» с удлиненным ползуном. Решение проанализировано с помощью МКЭ. Достигается сближение всех выраженных резонансных пиков станка в одну группу на невысоких частотах 12–35 Гц. Пост-резонансные частоты становятся свободными для точного резания в технике ВСО. Динамическая жесткость шпинделя обеспечивается эффектом «пост-резонансной жесткости». Для реализации концепции требуется быстроходный главный привод и пространство для конфигурирования станка.

### **Термины и аббревиатуры:**

*НС* – несущая система (станка);

*СД* – структурная деталь (важная, обычно коробчатая, деталь, несущая нагрузку и влияющая на статическую и динамическую жесткость станка);

*портал* – П-образная несущая подсистема. Состоит обычно из стоек и траверсы;

*БПС* – белорусский портальный станок (сложившийся узнаваемый тип портальной технологической машины; повторялся в других странах; актуален поныне);

*периодическое резание* – периодический вход-выход режущих кромок инструмента в заготовку (например, при фрезеровании). Генерирует силы резания, близкие к гармоническим;

*рабочая частота* – частота осцилляции сил резания (произведение частоты вращения шпинделя на количество режущих кромок инструмента);

*СФР* – сверление – фрезерование – расточка (группа обработок);

*ВСО (HSM)* – высокоскоростная обработка (high-speed machining);

*АЧХ* – амплитудная частотная характеристика;

*Мода (eigenmode, резонансная мода)* – сочетание собственной формы и собственной частоты упругой системы, для которых может произойти резонанс;

*Advan* или *Retr* – конфигурации станка, когда ползун максимально выдвинут или, наоборот, втянут в бабку (*advanced – retracted*);

*ШУ* – шпиндельный узел;

*УФГ* – универсальная фрезерная головка (включает в себя ШУ; имеет обычно две внутренние вращательные степени свободы);

*субтильность* и *робастность* (антонимы) – выполнение НС в маложестком, утонченном стиле или, наоборот, в виде больших коробов с толстыми стенками;

*дорезонансная (ДР), интер-резонансная (ИР), пост-резонансная (ПР)* обработка – периодическое резание на частотах до первых резонансных пиков на АЧХ (ДР), между пиками (ИР), а также выше исчерпания пиков общестаночных резонансов (ПР).

**Область исследования.** Крупногабаритные станки, в частности портальные продольно-фрезерные и многоцелевые станки (вместе – БПС), являются важной продукцией белорусского станкостроения. Малая виброактивность и точность таких машин критически важна в областях энергомашиностроения, судостроения и т. д. Данная работа касается динамики БПС. Основной проблемой динамики является склонность портальных несущих систем (НС) ко многочисленным резонансным раскачкам под действием периодических разночастотных сил резания.

В исследовании применяется компьютерное моделирование. Виртуальные испытания методом конечных элементов (МКЭ) [1] являются производительной и надежной техникой анализа и оптимизации станков [2–6]. Натурное варьирование параметров тяжелых станков является слишком медленным и дорогостоящим подходом.

Крупногабаритные станки обычно подвергаются воздействию периодических сил резания в широком диапазоне частот. Силы возбуждают резонансы. У крупных станков обычно много резонансных мод, лежащих близко друг к другу по частоте. Поэтому для самых разных режимов резания могут найтись возбуждающиеся резонансы.

Накопленный опыт МКЭ-анализа станков [2–6] показывает, что в практически важном диапазоне 0–100 Гц у типичных БПС на АЧХ «разбросано» ~10; 15 резонансных пиков. Здесь речь идет только о т.н. «общестаночных резонансах», когда колебательной энергией накачивается вся НС станка или ее существенная часть.

**Подходы к контролю резонансных возбуждений НС станков.** Традиционным подходом в белорусском станкостроении является создание робастных БПС с большой статической жесткостью («квазистатическое резание») [2; 3]. Примерами могут служить порталные станки семейства МС620 (ОАО «МЗОР»). Жесткость НС увеличивает частоты самых нижних (главных) резонансов порталного станка [2; 3]. Тем самым расширяется дорезонансный диапазон, в котором ведут обработку.

Однако, при самой разной робастности порталных станков верхняя граница дорезонансного диапазона не превышает ~12–20 Гц [3]. Это позволяет организовывать только тихоходное черновое резание.

Второй подход («три диапазона») использует то обстоятельство, что резонансные пики БПС на АЧХ обычно собираются в две группы. Тогда можно использовать для лезвийного резания дорезонансный, интер-резонансный и пост-резонансный диапазоны частот [4]. Последний диапазон важен для организации ВСО [10].

Третий подход («допустимость резонансов») предлагает не столько трансформировать картину резонансов, сколько подавлять резонансные пики. Для этого в несущую систему станка включаются бетонные (полимербетонные) массивы [5; 6], в том числе профилированные в бионическом стиле [7].

Четвертый подход («пост-резонансное резание») предлагает использовать ВСО и для этого формировать у станка большой пост-резонансный диапазон [4; 8; 9]. Главным инструментом для этого является придание НС станка subtilности. Замысел заключается в сдвигании всех резонансов к нижним частотам. Дорезонансный диапазон при этом сужается. Он не рассматривается как рабочий.

Данный подход известен давно. Однако, его реализация для БПС пока не состоялась. Известна только машина МС21Г25 (ОАО «МЗОР») [4], которая сделана облегченной, с порталом, далеким от робастности. Однако, этот станок обладает АЧХ, традиционной для второго подхода (с выраженными ДР, ИР, ПР – диапазонами частот).

**Концепция пост-резонансного порталного станка.** В работе на обобщенном уровне обсуждаются статические и динамические возможности subtilной (мало жесткой) порталной системы (рис. 1). Портал ABCD состоит из двух вертикальных стоек АВ, CD и соединяющей их траверсы (поперечины) ВС. Портал сформирован на основе порталных НС классических БПС. Однако балкам портала умышленно придана малость всех поперечных сечений, чтобы понизить частоту главных резонансных мод станка. Данная машина предназначена для резания на пострезонансных частотах. Ее subtilный портал будем называть *ПостПорталом*.

Концепт-станок предназначен для многоцелевой обработки, главным образом, для СФР (сверления – фрезерования – расточки). Такое резание сопровождается осциллирующими силами резания. Они пытаются через инструмент и шпиндельный узел ШУ раскачать станок и возбудить в нем резонансы.

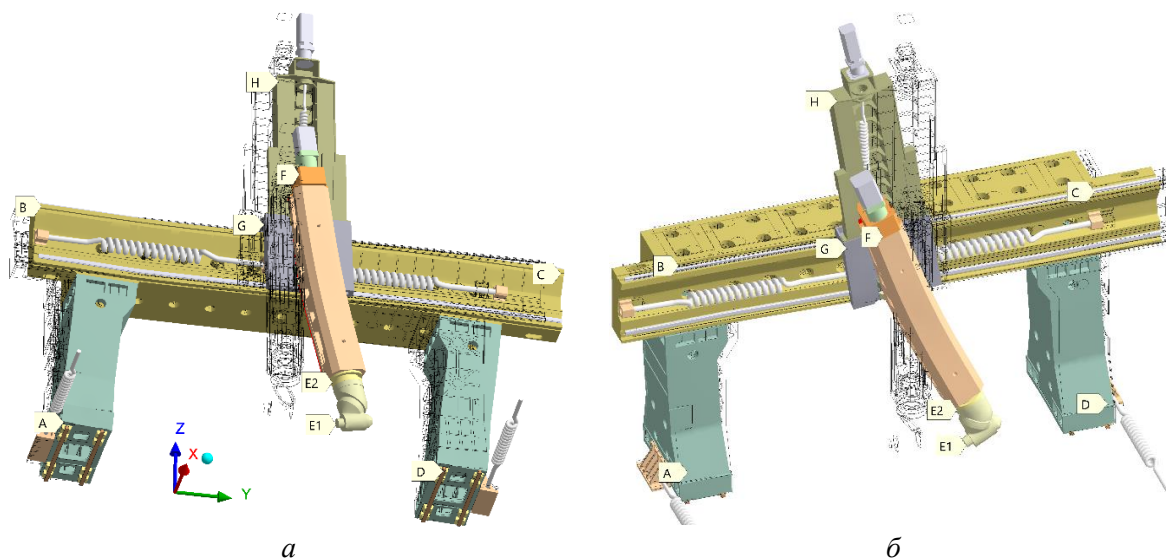


Рис. 1. Портал ABCD (ПостПортал) концепт-станка в ракурсах снизу (а) и сверху (б) при резонансных возбуждениях:  
 а – мода  $M2$  «Параллелограмм» (18,6 Гц);  
 б – мода  $M4$  «Махи ползуна по Y» (24,4 Гц)

Рабочим органом станка является УФГ (E1 – E2; включает в себя ШУ – точка E1). УФГ обычно имеет две внутренние вращательные степени свободы. В данной работе главное то, что УФГ может перемещаться вертикально по оси Z на конце умышленно удлиненного ползуна E2-F. Ползун удерживает бабка G. Она движется поперечно (по Y) вдоль траверсы портала. Сам *ПостПортал* имеет подвижность продольно по X. Он относится к типу мобильных порталов, называемому «Gantry».

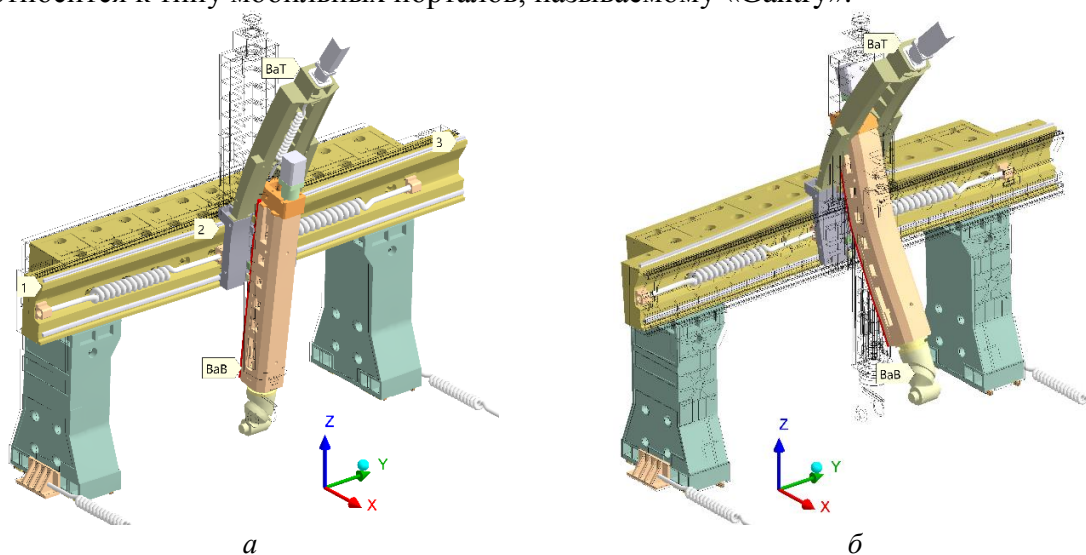


Рис.2. ПостПортал с балансирами BaB (ползун) и BaT (удлинитель):  
 а – колебания BaT по моде  $M1$  (13,7 Гц);  
 б – согласованные осцилляции BaT и BaB по моде  $M5$  «Полуволна» (26,0 Гц)

Для обеспечения подъема – опускания вытянутого ползуна (длина 3050 мм) предусмотрен удлинитель H с двигателем привода по Z на самом верху. Длина этого узла – 2450 мм. В результате в концепции портала станка появляются два слабо фиксированных рычага (балансира; рис. 2). Удлинитель можно воспринимать как верхний балансира *BaT*.

Забегая вперед, сообщим, что на рис. 2, *а* показан резонанс этого балансира (изгибные колебания на частоте 13,7 Гц).

Ползун с тяжелой УФГ на конце является нижним балансиром *ВаВ*. Рис. 2, *б* иллюстрирует совместные изгибные синфазные колебания обоих балансиров на частоте 26,0 Гц. Предлагается учитывать динамическое взаимодействие балансиров (ползуна и удлинителя). В плоскости *XZ* они колеблются приблизительно вдоль линии 1–2–3.

**Геометрическая модель для виртуальных испытаний.** Геометрическая модель *ПостПортала* является системой солидов, точно прилегающих друг к другу. Крупные структурные детали (СД) – это пустотелые чугунные отливки с развитым внутренним оребрением. Массы ключевых СД даны на рис.3, *а*. Ширина рабочего окна портала составляет 4550 мм, а высота – 2550 мм. Каждая стойка имеет сечение  $700 \times 1000$  мм. Сечение траверсы составляет  $950 \times 1050$  мм.

На рис. 3, *а* ползун показан в максимально выдвинутом вниз положении (1420 мм от траверсы). Будем обозначать эту позицию как *Advan* (*advanced*). На рис. 3, *б* ползун втянут наверх на 1000 мм и находится недалеко (0,4 м) от своего крайнего верхнего положения. Эту позицию будем обозначать как *Retr* (*retracted*). На рис. 3 *а, б* показано, как степень подъема ползуна влияет на одну и ту же резонансную моду **М3** «Махи ползуна продольно». Здесь УФГ и верхний конец удлинителя движутся антифазно.

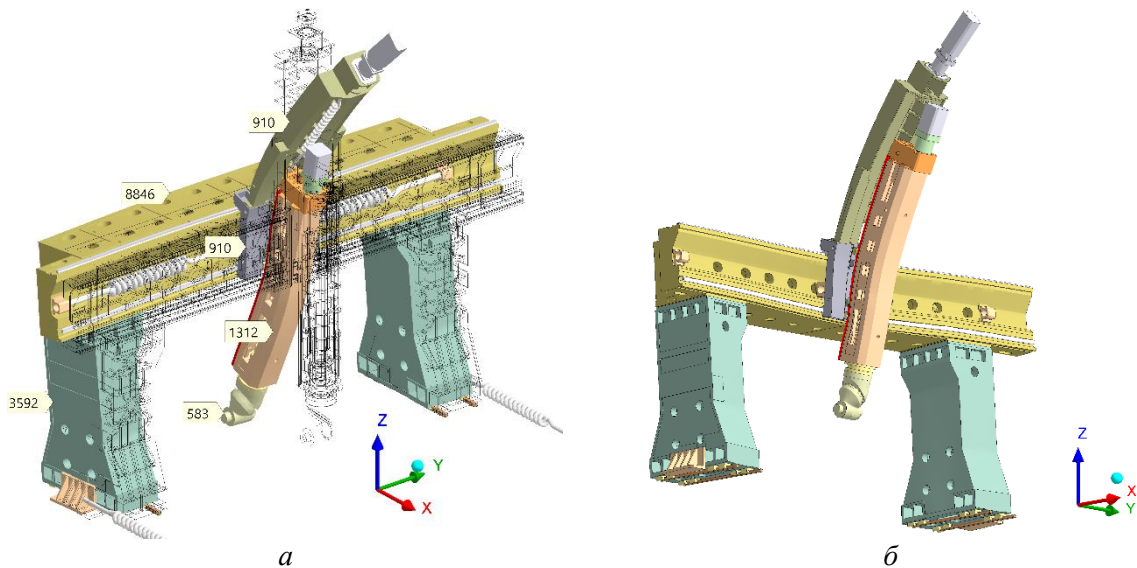


Рис. 3. ПостПортал с выдвинутым вниз ползуном (*а*; конфигурация *Advan*) и с ползуном, втянутым вверх (*б*; конфигурация *Retr*). Резонансные колебания по моде М3 «Махи ползуна по X»: *а* – на частоте 19,9 Гц; *б* – на частоте 21,02 Гц

Массы ползуна (1312 кг) и удлинителя (910 кг) сопоставимы. Следовательно, эти СД могут воздействовать друг на друга. Масса УФГ (583 кг) существенна. Данное тело подобно сосредоточенной массе на нижнем конце ползуна. Это должно давать известный из теории резонанса эффект пост-резонансной жесткости. Массивная головка не успевает колебаться под действием высокочастотной силы резания вследствие инерционности.

**Конечно-элементная модель.** В МКЭ-модели каждый солид получает свою сетку конечных элементов. Шпиндельный узел 1 и головка 2 монолитно соединены с ползуном 2–3 (рис. 4, *а*). Ползун находится в бабке 4, а она – на траверсе. Траверса в точках 5, 6 сопряжена неподвижно со стойками. На нижних торцах 7, 8 стоек есть рельсовые направляющие качения. Направляющие обеспечивают подвижность порталу по X. Привода подачи отображены пружинами 12, 13.

По траверсе вдоль  $Y$  идут аналогичные рельсовые направляющие 14–4–15 и 5–16–6. Они обеспечивают поперечную подвижность бабке под контролем привода подачи (пружины 9 и 11).

Трение в направляющих качения не учитывается. Жесткость пружин указана на рис. 4, б. По оси  $X$  пружины наиболее жесткие (по 400 Н/мкм). Они отображают беззачерные зубчато-реечные продольные привода подачи. Поперечные пружины (по 200 Н/мкм) моделируют шарико-винтовую передачу (ШВП) с опорами (D на рис. 4, б) по обоим концам винта. Вертикально по  $Z$  отображена еще одна ШВП. Этот привод моделируется пружиной с жесткостью 125 Н/мкм. Для размещения винта и нужен удлинитель C. Двигатель подачи B и главный двигатель A расположены возвышенно и являются своего рода сосредоточенными массами.

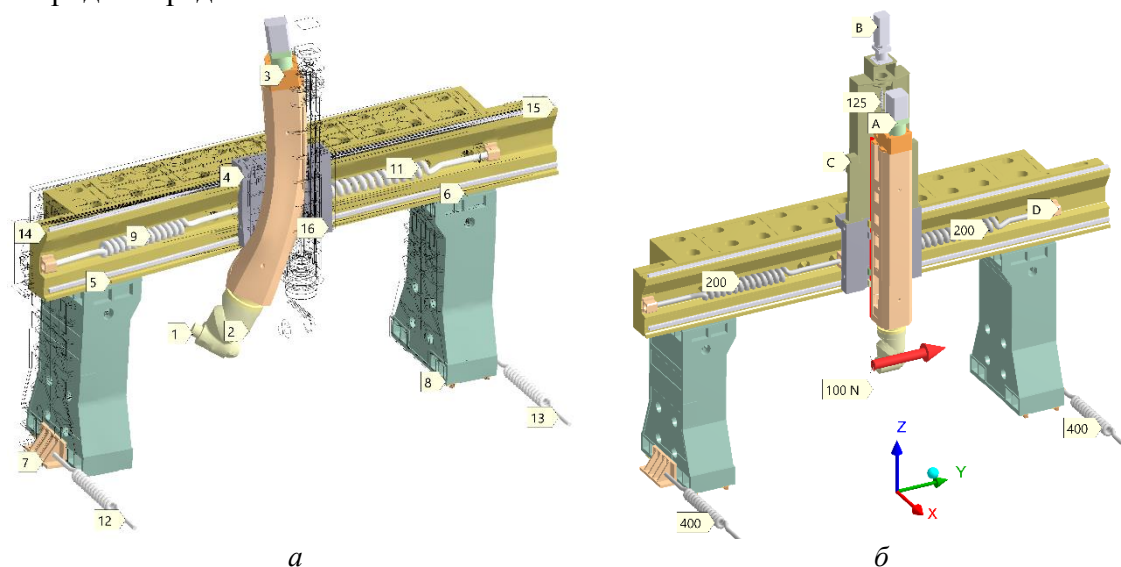


Рис. 4. Модель станка как системы солидов и пружин: *a* – резонанс по моде  $M9$  на частоте  $f_{M9} = 48,09$  Гц; *б* – возбуждающая тестовая сила по  $Y$  на шпинделе  $F_y^t = 100$  Н; пружина (*a*) – привода подачи; маркеры (*б*) – жесткость пружин в Н/мкм

Итак, системе сеток конечных элементов обеспечена трансляционная подвижность по трем координатам  $X$ ,  $Y$ ,  $Z$ .

Основным материалом для портала является чугун. Направляющие выполнены из стали. Применены также модельные материалы. Таким путем подбирается, например, жесткость виртуальных опор качения (танкеток) на рельсовых направляющих.

Таблица 1 – Механические свойства моделируемых материалов

Материал	Модуль упругости $E$ , МПа	Коэффициент Пуассона $\mu$	Удельная плотность $\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	Коэффициент демпфирования $\xi$
Сталь	200	0,3	7850	1 %
Чугун	130	0,28	7200	2 %
Модельный материал танкеток	8	0,3	7850	4 %

Концепт-станок нагружается тестовыми силами с амплитудами в 100 Н последовательно по осям  $X$ ,  $Y$ ,  $Z$ . Они имитируют компоненты силы резания. Силы прикладываются согласно рис. 4, б к образу конца шпинделя. Выполняется статический, модальный и гармо-



нический анализ. В статическом анализе сила константна. В гармоническом анализе константна амплитуда силы. Сила осциллирует с некоторой частотой испытания  $f_i$ . Для построения АЧХ виртуальные испытания проводили в интервале 0–120 Гц с шагом 1 Гц.

МКЭ-модель полностью линейна. Отдельные сетки связаны друг с другом контактными парами в статусе *bonded*. Исключение составляют контактные пары между танкетками и направляющими. Здесь обеспечено свободное скольжение без трения (и без отрыва) благодаря статусу *no separation* у соответствующих контактных пар.

Вращение в приводах не моделируется. Полагаются заблокированными круговые направляющие в УФГ. Станины и фундаменты под стойками портала приняты абсолютно жесткими.

В работе отслеживается статическая и динамическая жесткость на шпинделе станка. Для робастного короткого инструмента этот параметр примерно соответствует жесткости на режущей кромке. Для статики и динамики резания существует современный норматив  $[J_{norm}^{s,d}] = 20H / \text{мкм}$  [12–14]. При меньшей жесткости процесс резания может сорваться в автоколебания (чаще всего в т.н. regenerative chatter [15–17]). Поэтому указанный норматив жесткости должен быть обеспечен там, где ПостПортал можно будет рекомендовать к использованию.

**Статический анализ и жесткость портала.** Анализ статической жесткости на шпинделе станка представлен в табл. 2. Прежде всего обратим внимание на то, что жесткость на шпинделе на порядок уступает жесткости приводов подач (строка 3; отношение  $\delta_A$ ) для осей X и Y. Это обусловлено податливостью портала. Видно, что создание жестких приводов подачи в горизонтальных направлениях не имеет смысла для субтильного портала. Привод управляет жесткостью шпинделя только в осевом направлении, по Z ( $\delta_A = 54,2\%$ ).

Статическая жесткость на шпинделе оказывается ожидаемо невысокой для втянутого ползуна (*Retr*; строка 2 табл. 2). Однако она превышает нормативный уровень  $[J_{norm}^{s,d}] = 20H / \text{мкм}$ . Поэтому концепт-станок способен вести медленную обработку в дорезонансном диапазоне частот (ДТ) без срыва в автоколебания в конфигурации *Retr*.

В случае выдвигания ползуна в конфигурацию *Advan* (строка 4) жесткость в любом горизонтальном направлении подает в 2–2,5 раз (строка 5 табл. 2). Низкочастотное, дорезонансное резание оказывается потенциально неустойчивым.

Таблица 2 – Статические жесткости по осям для разных конфигураций

№ пп	Конфигурация	Статическая жесткость $J_i^{stat}$ по осям X, Y, Z (Н/мкм)		
		$J_x^{stat}$	$J_y^{stat}$	$J_z^{stat}$
1	Жесткость приводов подачи $J_i^{spring}$	800	400	125
2	Жесткость на шпинделе $J_i^{spin,Retr}$ для Retr	42,6 (>20)	35,0 (>20)	67,8 (>20)
3	Отношение $\delta_A = J_i^{spin,Retr} / J_i^{spring}$	5,3 %	8,7 %	54,2 %
4	Жесткость на шпинделе $J_i^{spin,Advan}$ для Advan	17,2	14,9	68,3
5	Отношение жесткостей $\delta_B = J_i^{spin,Retr} / J_i^{spin,Advan}$	248 %	235 %	99 %



Статическая жесткость шпинделя по оси  $Z$  нечувствительна к выдвиганию-втягиванию ползуна. Она поддерживается на приемлемом уровне.

Итак, *ПостПортал* не подходит для низкочастотного, квазистатического, «дорезонансного» резания в конфигурации с выдвинутым ползуном.

**Модальный анализ.** В ходе модального анализа были проанализированы конфигурации *Retr*, *Advan* и *NoExt* (это конфигурация *Advan*, но без удлинителя – реализуема при использовании в приводе подач  $Z$  линейного двигателя вместо вращательного двигателя с ШВП). Данные по первым девяти модам  $M1$ – $M9$  приведены в табл. 3. В диапазоне от 0 до 100 Гц обнаружено 16 мод. Всего для каждой конфигурации отслежено по 24 моды (диапазон 0–160 Гц).

Нижние (главные) резонансные моды наблюдались в исследованиях других порталных станков [2–5]. Поэтому в табл. 3 даны их установившиеся названия. Визуально модальные движения уже продемонстрированы выше на рис. 1–4.

Все выявленные моды охватывают порталную НС целиком. Высокочастотные моды являются многоволновыми, т. е. включают в себя группы узлов и пучностей. Картины волн очень разнообразны. Колебания в разных частях портала идут по разным координатам.

Таблица 3 – Резонансные моды и их частоты для разных конфигураций станка

Конфигурация	Частоты резонансных мод $f_{Mi}$ , Гц								
	$M1$	$M2$	$M3$	$M4$	$M5$	$M6$	$M7$	$M8$	$M9$
<i>Retr</i>	13,2	19,2	21,0	26,0	26,4	32,4	35,0	43,0	48,1
<i>Advan</i>	13,8	18,6	19,9	24,4	26,0	30,7	32,5	39,7	59,0
<i>NoExt</i>	–	18,3	18,9	22,7	26,2	31,5	32,6	50,0	62,2
Название моды	–	Параллелограмм	Махи по X	Махи по Y	Полуволна	Ходы ползуна	Шаги траверсы	–	–

Между рассмотренными конфигурациями нет принципиальных отличий по картинкам резонансов. В конфигурации *NoExt* мода  $M1$  отсутствует, так как в ней ведущим движением является изгибное колебание именно удлинителя.

Конфигурация *Retr* является статически более жесткой, чем *Advan*. Поэтому в ней модам соответствуют более высокие частоты.

**Гармонический МКЭ-анализ.** Кривые АЧХ строились (рис. 5) путем приложения гармонических тестовых сил по  $X$ ,  $Y$ ,  $Z$  к условному концу шпинделя (1 на рис. 4, а). Это входы. Выходами были гармонические перемещения того же конца шпинделя по соответствующим координатам ( $UX$ ,  $UY$ ,  $UZ$ ). Наблюдения амплитуд перемещений на рис. 5 достаточно для выявления резонансных пиков.

На рис. 5, а АЧХ даны для конфигурации со втянутым ползуном (конфигурация *Retr*). Обнаруживается, резонансные пики разбросаны по всему рассматриваемому частотному интервалу от 0 до 120 Гц. Есть небольшой дорезонансный диапазон  $DP$  (от 0 до 12 Гц). Интер-резонансных ( $IP$ ) диапазонов, строго говоря, несколько. Они весьма узки и поэтому трудны для использования на практике.

Пост-резонансный ( $PP$ ) диапазон в чистом виде отсутствует. Он «засорен» рядом резонансных пиков. Пик моды  $M16$  (95,6 Гц) поднимается выше 5 мкм. Следовательно, динамическая жесткость падает ниже нормативного уровня  $\left[ J_{norm}^{s,d} \right] = 20H / \text{мкм}$ . Появляется опасность автоколебаний.

Получается, что только subtilность портала недостаточна для обеспечения «безрезонансного» резания на высоких частотах. Втянутый ползун не выполняет функцию виброизолятора. По короткому нижнему участку ползуна гармонические силы резания достигают портала. НС станка возбуждается.

Пост-резонансный диапазон возникает только при выдвинутом ползуне (*Advan*; рис. 5, б). Здесь все сильные резонансные пики (9 пиков) собираются в относительно небольшом диапазоне 13–35 Гц. Это диапазон бурных колебаний (*ДБК*). Пики на рис. 5, б, в 2–2,5 раз сильнее, чем на рис. 5, а. Обработка на частотах *ДБК* недопустима, так как динамическая жесткость падает иногда ниже  $1\text{Н} / \text{мкм} \ll \left[ J_{norm}^{s,d} \right]$ .

Диапазон *ДБК* отделяет на рис. 5, б дорезонансный диапазон обработки *ДР* и пост-резонансный диапазон *ПР*. Интер-резонансные интервалы отсутствуют.

Выдвижение ползуна (конфигурация *Advan*) дает главный результат – как видно из рис. 5, б формируется протяженный «спокойный» пост-резонансный диапазон *ПР*. Он простирается от 40 Гц до, по крайней мере, 120 Гц.

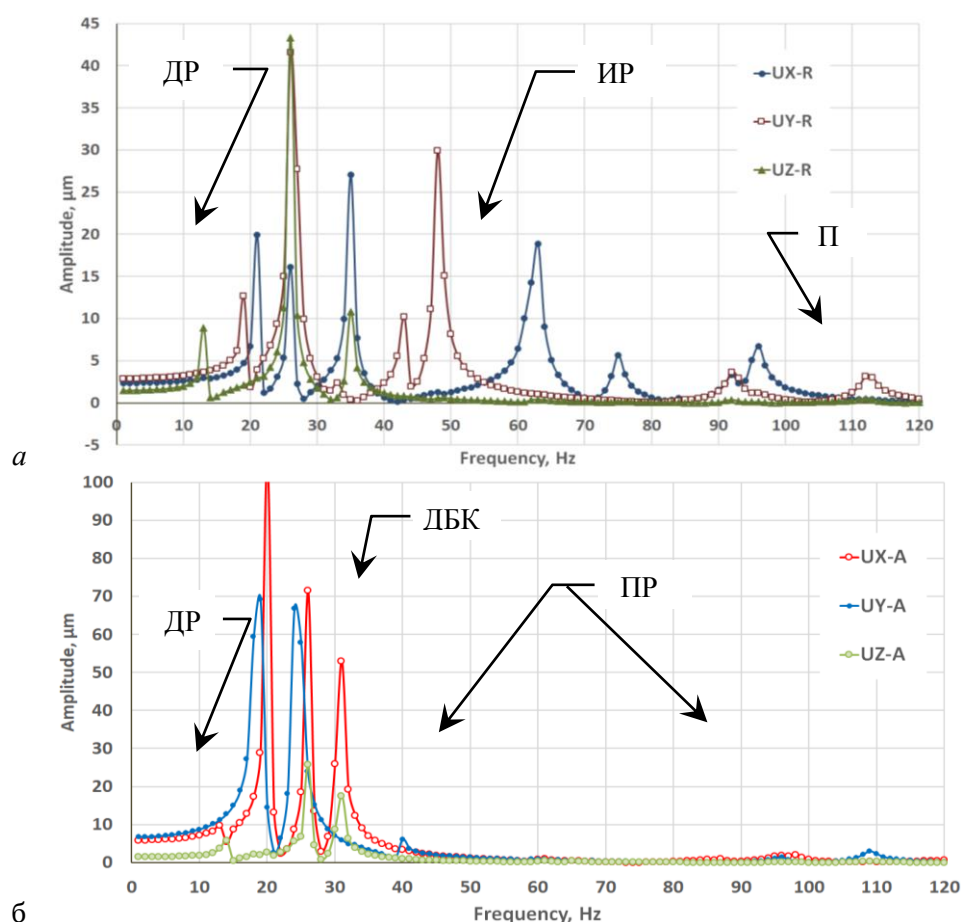


Рис. 5. АЧХ шпинделя по осям X, Y, Z при втянутом (*Retr*) ползуне (а) и выдвинутом (*Advan*) ползуне (б); абсциссы – частота возбуждения (Гц) тестовыми силами; ординаты – амплитуды колебаний на шпинделе (мкм)

ВСО обеспечивается здесь виброизолирующим действием выдвинутого ползуна и инерционностью УФГ. Динамическая жесткость шпинделя достаточна, но переменчива по частоте. Например, для продольного направления X в диапазоне 50–120 Гц жесткость изменяется в пределах от 48 до 3294 Н/мкм при среднем уровне 409 Н/мкм.

Итак, конфигурацию *Advan* концепт-станка следует рекомендовать для практической высокоскоростной обработки.

Сведение всех резонансных пиков в один частотный диапазон (*ДБК*) является важным эффектом. Следует оценить здесь роль не только ползуна, но и уравнивающего его объекта – удлинителя. Для этого проанализирована конфигурация *NoExt*, где присутствует только ползун (рис. 6). Распределение эквивалентного напряжения на рис. 6, *а* соответствует самому высокому резонансному пику на АЧХ с рис. 6, *б*. Здесь возбуждена мода *M2* на частоте 19 Гц.

Демонтаж удлинителя (балансира *VaT*) ведет к тому, что нижний балансир *VaB* (ползун) оказывается неуравновешенным. Ползун играет ключевую роль в мощной нижней резонансной моде *M2* «Параллелограмм» (рис. 6, *а*). Мода еще более бурно возбуждается силой по *Y*. Соответствующий пик на АЧХ (рис. 6, *б*) по оси *Y* достигает 194,7 мкм (вместо 69,1 мкм на рис. 5, *б* для *Advan*).

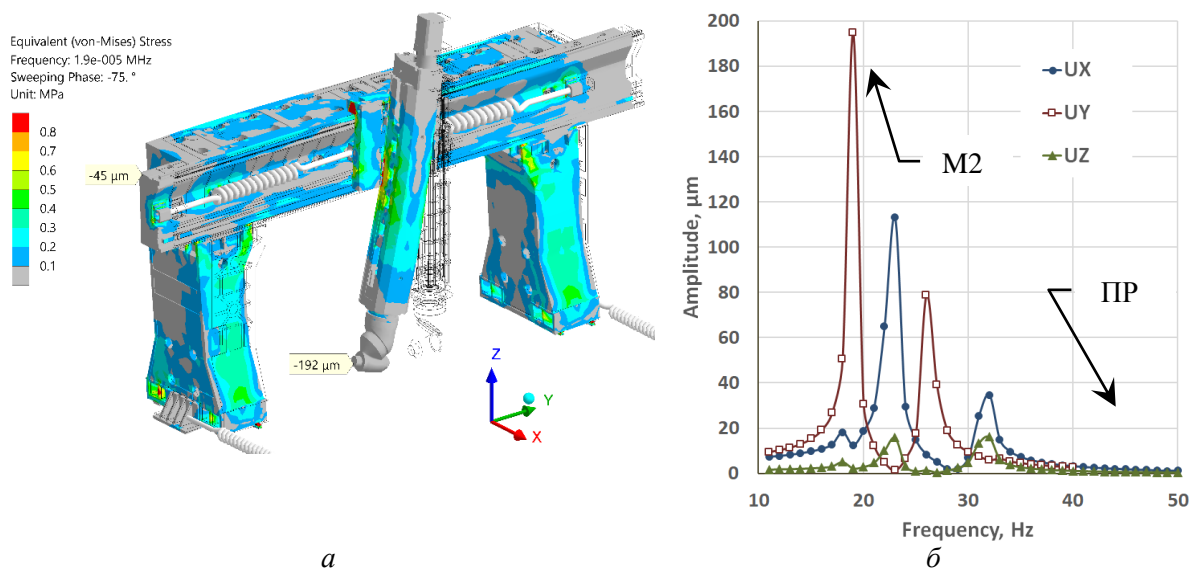


Рис. 6. Картина эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  при возбуждении резонанса *M2* «Параллелограмм» на частоте 19 Гц силой  $F_y^{h,19}$  с амплитудой 100 Н (*а*;  $\times 5000$ ) и АЧХ по осям X, Y, Z (*б*). Конфигурация *NoExt*

Поэтому присутствие удлинителя (*VaT*) желательно. Однако, за исключением диапазона *ДБК*, АЧХ конфигураций *Advan* и *NoExt* слабо отличаются друг от друга (рис. 5, *б* и рис. 6, *б*). В обоих случаях существует спокойный пост-резонансный диапазон *ПР*, удобный для разных режимов *ВСО*.

В отсутствие удлинителя диапазон *ПР* начинается даже раньше (от  $\sim 35$  Гц и выше – рис. 6, *б*). В присутствие обоих балансиров *ПР* наблюдается на АЧХ (рис. 5, *б*) только после  $\sim 40$  Гц.

**Обсуждение.** Рассмотренная концепция портального станка предполагает размерную избыточность. Портал должен иметь существенно большие размеры, чем обрабатываемая деталь. Пространство нужно, например, для выдвижения вниз ползуна.

Габариты станка ввиду его subtilности не должны вести к существенным издержкам и трудностям монтажа. Портал может быть не только отлит из чугуна. Его допустимо сварить из стального листа. Интересным вариантом является бетонное исполнение. Возможны комбинированные решения.

Система из двух балансиров (ползун *VaB* и удлинитель *VaT*) должна быть оптимизирована в смысле резонансных раскачек. Было бы интересно исследовать изменение масс на концах обоих балансиров.

**Выводы и рекомендации:**

1. Концепцию субтильного пост-резонансного порталного станка следует рекомендовать как перспективную для практики. Условием ее применения является высокоскоростной привод шпиндельного узла. Это может быть мотор-шпиндель, встроенный в универсальную фрезерную головку.

2. Концепт-станку свойственно собирать по частоте в единую группу все выраженные резонансные пики (~13–35 Гц). Данный диапазон бурных колебаний следует строго обходить при назначении режимов резания.

3. Субтильный порталный станок не рекомендуется для низкочастотного дорезонансного периодического резания (0–12 Гц).

4. Для реализации «спокойного» пост-резонансного интервала рабочих частот (от 40 Гц и выше) следует планировать обработку в конфигурации с выдвинутым ползуном. Субтильность портала должна сочетаться с податливостью ползуна.

5. Ползун рекомендуется связывать динамически с удлинителем для получения пары балансиров.

## ЛИТЕРАТУРА

1. ZIENKIEWICZ, O. C. and TAYLOR, R. L. The finite element method. Butterworth-Heinemann, 2000, vol. 1: Basis. Oxford.

2. В. И. Туромша, С. С. Довнар, А. С. Трусовский, Туми Эль-Мабрук Абужадар Али. АНАЛИЗ ЖЕСТКОСТИ ПОДВИЖНОГО ПОРТАЛА ПРОДОЛЬНО-ФРЕЗЕРНОГО СТАНКА ТИПА «ГЕНТРИ» // Вестник Гомельского государственного техн. университета им. П. О. Сухого. №3 (46), 2011, с. 15–28.

3. В. И. Туромша, Туми Эль-Мабрук Абужадар Али, И. Л. Ковалева, С. С. Довнар, И. И. Шумский. МОДАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПОРТАЛА ТЯЖЕЛОГО ПРОДОЛЬНО-ФРЕЗЕРНОГО СТАНКА ТИПА «ГЕНТРИ» // Вестник Полоцкого государственного университета. В. Промышленность. Прикладные науки. №3, 2013. С. 38–48.

4. С. С. Довнар, А. М. Якимович, И. Л. Ковалева, И. И. Шумский. Гармонический анализ порталов тяжелых продольно-фрезерных станков типа «Гентри» с помощью МКЭ // Вестник ПГУ. Серия В. Промышленность. Прикладные науки. 2014. – №11. С. 25–36.

5. МКЭ-анализ влияния конструктивных вариантов портала на динамику порталного станка / Довнар С. С., Соколов И. О., Трусовский А. С., Шумский И. И., Карабанюк И. А. // Машиностроение. 2015. – № 29. С. 14–22.

6. Василевич, Ю. В., Довнар С. С., Карабанюк И. А. Конечно-элементный анализ влияния бетонного наполнителя на динамическую жесткость портала тяжелого станка // Наука и техника. 2016. – Т. 15, № 3. С. 233–241. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2016-15-3-233-241>

7. High-Speed Machining, Editors: Kapil Gupta, Paulo Davim - Academic Press, 2020, 318 p.

8. Довнар С. С., Лапука А. Д. МКЭ-АНАЛИЗ БИОНИЧЕСКОГО УСИЛЕНИЯ КОЛОНН СТАНКОВ. – «Перспективные направления развития технологии машиностроения и металлообработки» «Технология – Оборудование – Инструмент – Качество»: тезисы докл. междунауч.-техн. конф. (Минск, 7 апреля 2022 г.). – Минск: Бизнесофсет, 2022. – С. 31–34.

9. Dounar, S., Iakimovitch, A. & Jakubowski, A. Finite element analysis of the dynamically created portal in the huge machine tool of “travelling column” type. Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin, Zeszyty Naukowe Akademii Morskiej w Szczecinie 2021, 65 (137) <https://repository.am.szczecin.pl/handle/123456789/2658>. <https://doi.org/10.17402/458>

10. Довнар, С. С. МКЭ-оценка концепции сталебетонного наружного усиления колонн сверхтяжелых станков / С. С. Довнар // Машиностроение: Республиканский межведомственный сб. научных трудов, Вып. 31. – Мн: БНТУ. 2018. – С. 175–186.

11. Girsang I. P., Dhupia J. S. Machine Tools for Machining. In: Nee A. (eds) Handbook of Manufacturing Engineering and Technology. Springer, London. 2015. [https://doi.org/10.1007/978-1-4471-4670-4\\_4](https://doi.org/10.1007/978-1-4471-4670-4_4)

12. LOPEZ de LACALLE, L. N., LAMIKIZ, A. Machine Tools for High Performance Machining. London: Springer-Verlag, 2009, 442 p.

13. OLVERA, D., LOPEZ de LACALLE, L. N., COMPEAN, F. I. et al. Analysis of tool tip radial stiffness of turn-milling centers. *Int. Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, 2012, no. 60, pp. 883–891.

14. MUHAMMAD, Bashir Bala; WAN, Min; FENG, Jia et al. Dynamic damping of machining vibration: a review. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, no. 89, pp. 2935–2952.

15. LU, Kaibo; LIAN, Zisheng; GU, Fengshou et al. Model-based chatter stability prediction and detection for the turning of the flexible workpiece. *Mech. Systems and Signal Process.*, 2018, vol. 100, pp. 814–826.

16. JAFARZADEH, Ehsan; MOVAHHEDI, Mohammad R. Numerical simulation of interaction of mode coupling and regenerative chatter in machining. *J. of Manuf. Processes*, 2017, vol. 27, pp. 252–260.

17. STEPAN, Gabor; KISS, Adam K.; GHALANAMCHI, Behnam et al. Chatter avoidance in cutting highly flexible workpieces. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 2017 no. 66 (1), pp. 377–380.

*Поступила 18.05.2022*

**УДК 621.9.011:517.962.1**

**Довнар С. С., Лапука А. Д., Шведова Д. Н., Роденя А. В.**

**МКЭ-АНАЛИЗ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ ИСТОРИЧЕСКОЙ БАШНИ АЗИНЕЛЛИ  
КАК РАЦИОНАЛЬНОГО ОБРАЗЦА ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ  
КОМПОЗИТНЫХ КОЛОНН**

*Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*Выполнено МКЭ-моделирование башни Азинелли в Болонье. Башня представлена как композитный объект, включающий наружную и внутреннюю оболочки, заполнитель, сложное основание и фундамент. Смоделировано нагружение башни силой тяжести, уклоном на  $1,5^\circ$  и ветровой нагрузкой.*

*Самым напряженным регионом оказался стык ствола и основания. Здесь есть умеренные концентраторы сжатия (до 1,4 раза), но отсутствует растяжение. МКЭ-аудит показал, что сочетание модулей упругости оболочек и заполнителя удачно. Концентрация сжимающих напряжений в углах не превышает 1,3 раз. Сочетание собственного веса, уклона и штормовой нагрузки допустимо, но выводит сооружение на границу работоспособности. Сжимающие напряжения на наветренной стороне приближаются к нулю (опасность дезинтеграции), а на подветренной стороне они ( $\sigma_3 \cong -2,5$  МПа) подходят к допустимому напряжению на сжатие ( $-4$  МПа). Более сильное нагружение башни опасно.*

*Композитная система башни демонстрирует выносливость и рациональность. Она представляется ценным образцом для проектирования ответственных колонн и стоек в современном машиностроении, например, для создания крупногабаритных многоцелевых станков с ЧПУ типа «Подвижная колонна».*

**Область исследования.** Работа заключается в виртуальном испытании одной из хорошо известных исторических несущих систем (ИНС или legacy load-bearing systems – LLBS). Под ИНС понимаются только те системы, которые выдержали ряд силовых воздействий на протяжении большого периода времени (survived). Поэтому многие из них можно считать удачно составленными и продуманными инженерными объектами. Они полезны как для проектирования, так и для обучения студентов практическому освоению 3D-моделирования и виртуальных испытаний с помощью МКЭ [1].

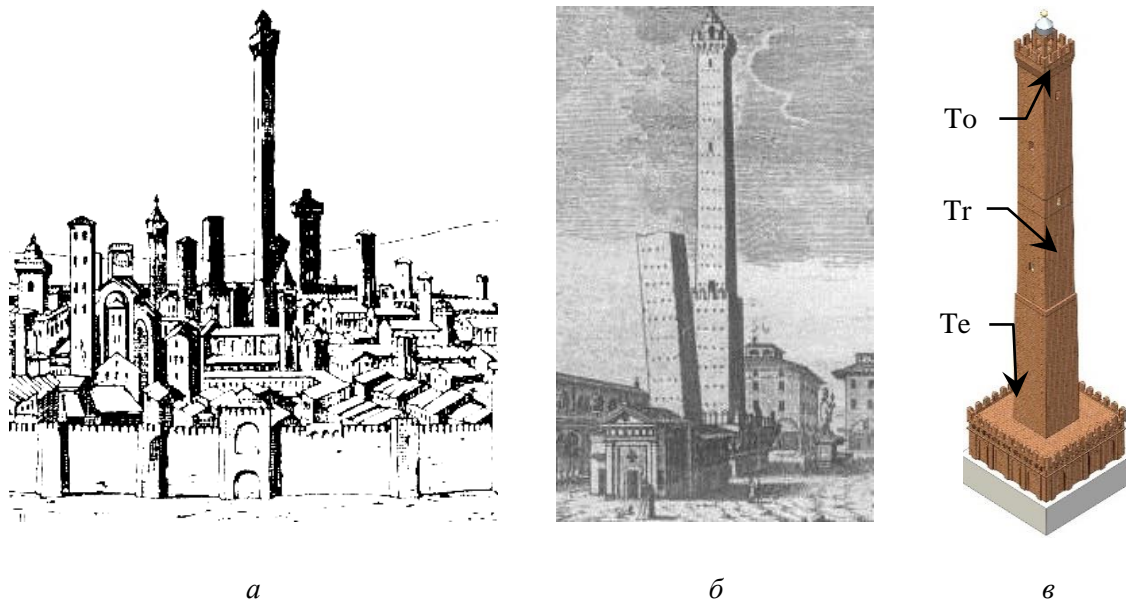


Рис. 1. Исторические рисунки [2] башни Азинелли в Болонье 1505 г. (а), 1767 г. (б) и современная 3D-модель (в)

В работе рассматривается башня Азинелли в Болонье (рис. 1; самый высокий объект). Это сооружение XII-го века (построено, вероятно, между 1110 и 1119 гг.) [2; 3; 4] является единственной башней (из примерно двухсот), сохранившейся в полном виде со времен средневековья. Башни разрушались или частично разбирались из-за землетрясений, пожаров, неравномерной осадкой грунта и т. д. Убывание числа башен ощутимо при сопоставлении картин 1505 г. и 1767 г. (рис. 1, а и б соответственно).

Сохранность башни Азинелли свидетельствует о том, что ее несущая система работает удовлетворительно. Архитектурно башня представляет собой (рис. 1, в) ствол *Tr* с верхушкой *To*. На земле вокруг ствола в XV-ом веке была пристроена терраса *Ter*.

Башня широко известна, многократно изучена и описана [3–6]. Однако, в большинстве работ к ней подходят как к сохраняемому историческому объекту, а не как к интересному инженерному решению. В башне прочно (до сих пор) сцеплены друг с другом слой-оболочки кирпичной кладки (*brick*), бетонovidного заполнителя (*filling* или *stuccato*) и камня (селенит – *selenite*). По нашему мнению, башня является удачным образцом композитной детали. Это интересно для техники и, в частности, для машиностроения.

**3D-моделирование.** Созданная с участием студентов<sup>1</sup> геометрическая модель башни Азинелли представлена на рис. 2 (в данной модели терраса отсутствует). Башня является субтильным объектом высотой 97,2 м. Ее ствол *Tr* (рис. 1, в) прямоугольного сечения состоит из трех секций I, II и III (рис. 2, а) примерно равной высоты. Каждое нижнее ребро секции I принято равным 8,09 м. Секция I идет вверх на высоту 32 м и сужается с уклоном  $0,46^\circ$ . На средней секции II уклон составляет  $0,27^\circ$ . Верхняя секция III продолжает суживаться и достигает поперечного размера 6,5 м под верхушкой б.

Ствол башни опирается на основание 4, сооруженное на 3,77 м выше уровня грунта 5.

<sup>1</sup> В создании модели приняли участие студенты Дулуб А. Д. и Кустов С. В.



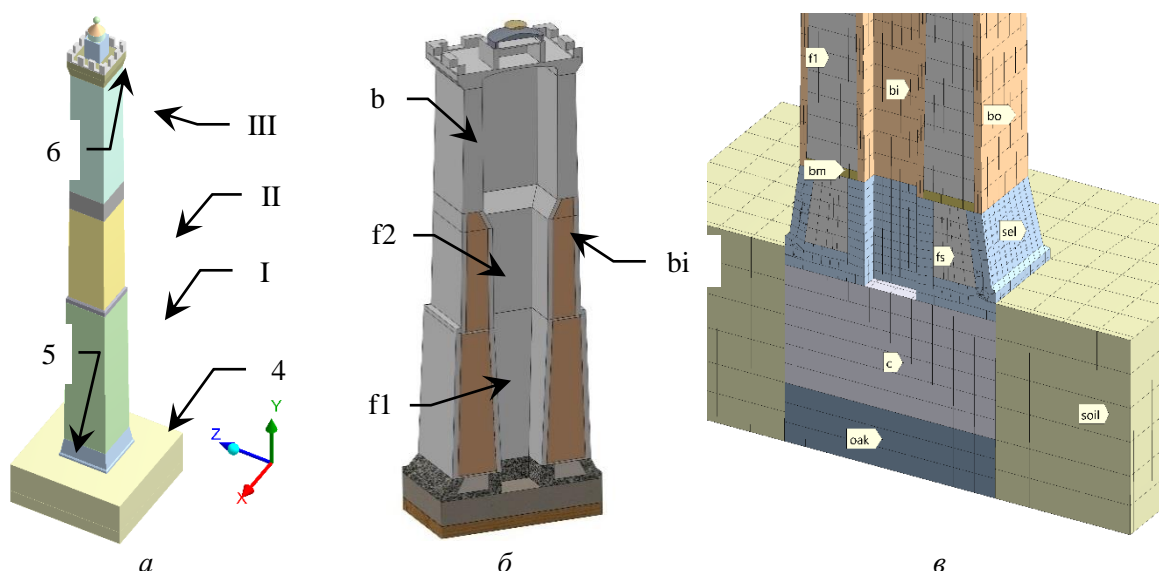


Рис. 2. 3-D модель башни Азинелли:

- a* – общий вид трехступенчатой башни (I, II, III);
- б* – наружная (*bo*) и внутренняя (*bi*) кирпичные оболочки и заполнители (*f1*, *f2*) между ними (модель уменьшена по вертикали в  $\times 5$ );
- в* – основание башни из селенита (*sel*) с заполнителем (*fs*) на бетонном фундаменте (*c*) и массиве дубовых свай (*oak*)

На рис. 2, *б* показано, что стенки башни состоят из трех слоев. Это наружная кирпичная оболочка *bo* (НКО), внутренняя кирпичная оболочка *bi* (ВКО) и заполнители *f1*, *f2* между ними. Данное трехслойное решение часто применяется для создания композиционных пластин, работающих на изгиб.

Наружной оболочке *bo* в модели приписана толщина 320 мм, а внутренней – 300 мм. На рис. 2, *б* видно, что центральный проем, ограниченный *bi*, сужается к низу башни (до квадрата со стороной 2320 мм). Это сделано для увеличения толщины заполнителя *f1*, достигающей 2260 мм на подошве ствола.

При движении снизу к верхнему концу секции II толщина заполнителя уменьшается до 1210 мм. В верхней секции III оболочки *bo*, *bi* сливаются. Под верхушкой башни кирпичная стенка имеет толщиной 1050 мм. Секция III высотой 30,5 м является для башни позднейшей достройкой. Она сложена в XIII-ом веке.

На рис. 2, *в* представлено строение нижней части башни. Здесь ствол башни (*bo* – *f1* – *bi*) с участием небольшой кирпичной мембраны *bm* опирается на основание *sel*. Основание имеет форму усеченной пирамиды и сложено из тесаных каменных блоков (селенит). Видно, что у основания есть наружная и внутренняя оболочки, между которыми находится заполнитель *fs*. Основание имеет высоту 4,6 м и длину нижних ребер 9,37 м.

Под основанием лежит бетонный фундамент *c* (*concrete*; сделан на основе извести), а под ним – массив вбитых впритык друг к другу дубовых свай (*oak*). Высоты фундамента и массива свай приняты равными 5,2 м и 2,6 м соответственно. Они имеют форму параллелепипеда и охвачены массивом грунта (*soil*).

Обратим внимание на интерфейс «ствол – основание» (ИСО), отмеченный маркерами *c1*–*c2*–*c3*–*c4* на рис. 3. Это плоская поверхность, передающая вертикально тяжесть ствола, на основание. О горизонтальном скреплении по этой поверхности ничего не известно. По крайней мере, здесь должны действовать силы трения. В терминах МКЭ ИСО является контактной парой (стыком между стволом и основанием), статус которой нужно уточнить.

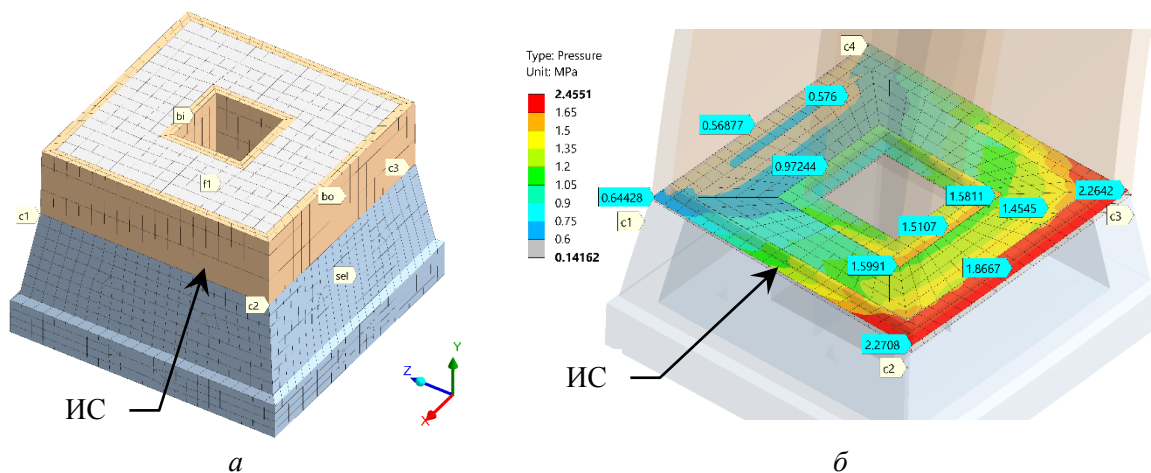


Рис. 3. Регулярная сетка конечных элементов в сечении башни над основанием (а) и картина контактного давления  $p_c$  (МПа) на фрикционном контакте c1–c2–c3–c4 (ИСО) между башней и основанием (б; нагрузка selfW+lean1.5)

Рис. 3, а показывает малую толщину наружной и внутренней кирпичных оболочек ( $bo$ ,  $bi$ ) относительно заполнителя  $fl$ . В то же время, именно НКО (рис. 4, б) и ВКО (рис. 4, в) оказываются наиболее нагруженными вертикально. Забегая вперед, обратим внимание на картину контактного давления  $p_c$  на рис. 3, б. Здесь давление на кирпичи НКО на стороне c2–c3 составляет 1,8667 МПа (на углах 2,2708 МПа и 2,2642 МПа – на 21 % больше). В заполнителе давление ниже (1,4545 МПа).

При мысленном перемещении к центру башни, на ВКО, давление вновь возрастает – триада маркеров 1,5991–1,5107–1,5811 МПа. Здесь эффект концентрации сжатия в углах невелик (5–6 %).

**Цель работы и конструктивные черты модели.** Требуется лучше понять причины прочности и живучести башни Азинелли. Для этого в данной работе объект испытывается виртуально с помощью МКЭ (программный комплекс ANSYS). Основной задачей является раскрытие напряженно-деформированного состояния (н. д. с.) башни как композитного объекта. Важно увидеть, как взаимодействуют между собой кирпичные оболочки, заполнители и селенитовые стенки в основании башни. Важно оценить возможную несовместность деформирования этих сред. МКЭ-анализ н. д. с. нужен в итоге для поиска опасных концентраторов напряжений. Концентрация растягивающих напряжений была бы весьма нежелательна, так как башня сложена исключительно из хрупких материалов.

Моделирование на текущем этапе будет статическим. Дальнейшее динамическое моделирование представляется не менее важным.

Примем во внимание конструктивные особенности башни Азинелли:

1. Башня является монолитным композитным объектом. Большая часть стен трехслойны: НКО – заполнитель – ВКО.

2. Трехслойные стены башни утолщаются к низу для восприятия веса вышележащего материала. Это является приближением к идеальной концепции *равнопрочной балки* (балки с одинаковым уровнем напряжений по ее длине и в точках каждого сечения [7]). Наружное сечение башни на секциях I, II линейно увеличивается при ходе вниз, а внутреннее – линейно уменьшается до почти полного исчезновения внутреннего проема.

3. Из-за утолщения стен центр тяжести башни (расчетная масса 6300 т) расположен невысоко (36,5 м от подошвы основания – примерно на 1/3 высоты объекта). Это почти точно соответствует переходу от секции I к II.



4. Башня обладает большим числом сопряжений (интерфейсов, стыков), прежде всего между кирпичными оболочками и заполнителями. Прочность вертикальных интерфейсов не вызывает сомнений. Здесь расслоения были бы обнаружены при многочисленных исследованиях.

5. Цельность горизонтальных интерфейсов (например, ИСО) неизвестна. Эти стыки сжаты силой тяжести, что маскирует возможные расслоения. Горизонтальные интерфейсы можно рассматривать как контактные пары, находящиеся, возможно, в статусе *bonded* (схватывание), но, может быть, и в статусе *frictional* (сухое трение с возможностью проскальзывания и открывания-закрывания контактов).

6. Все переходы башни по высоте выполнены углами, без закруглений и сглаживаний. Это провоцирует концентрацию напряжений.

7. Все горизонтальные сечения башни являются прямоугольными. Галтели и закругления в углах здесь также отсутствуют.

**Граничные условия.** В работе изучается н. д. с. собственно башни. Поведение глубоко расположенных слоев почвы находится за рамками исследования. Поэтому моделируемая система жестко закреплена снизу (под массивом свай – маркер В на рис. 4, а). Это соответствует, например, скалистому основанию.

В работе проводилось умеренное варьирование граничных условий для выяснения чувствительности к ним модели башни. Испытывался вариант (рис. 4, в), когда жесткое закрепление задавалось сразу под фундаментом (маркер FS). Существенной разницы между вариантами опирания не обнаружено.

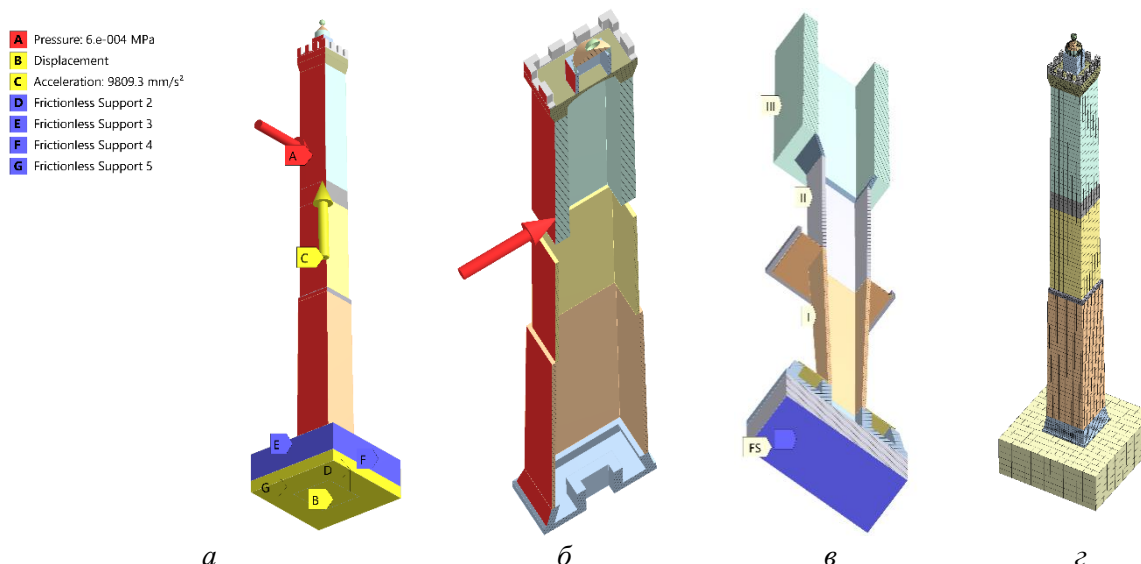


Рис. 4. Закрепления и нагрузки башни на виде снизу (а) и в вертикальных сечениях для НКО (б) и ВКО (в)

Боковые стенки массива грунта фиксировались двояко. На глубинах массива свай они жестко закреплялись (маркеры D, G на рис. 4, а). Выше грунт при стенках мог свободно проседать по вертикали (маркеры E, F).

Первой нагрузкой на НС башни является ее собственный вес (стрелка С на рис. 4, а). В пакете ANSYS гравитацию задавали как принудительное ускорение всей системы вверх  $g = 9,806 \text{ м/с}^2$ . Эту нагрузку будем обозначать как *selfW* (selfweighted). Она направлена строго по оси башни, что соответствует давнему, средневековому проекту сооружения.

Особенностью башни Азинелли является ее уклон на запад на  $1,5^\circ$  [3], накопившийся за время службы из-за неравномерной осадки грунтов. Для его учета вводили вектор ускорения, направленный на запад и равный  $0,231\text{ м/с}^2$ . Данную нагрузку обозначим как *lean1.5* (leaning). Маркировка расчетного варианта как *selfW+lean1.5* означает наложение стандартной силы тяжести на башню с уклоном.

Третьей рассматриваемой нагрузкой на башню является ветер (стрелка А на рис. 4, а, б). Его отражает давление  $p_w = 600\text{ Па}$ . Это ураганный напор. Давление прикладывалось только к восточной стороне башни равномерно по высоте. Ветровой напор маркируется в работе как *wind600*. Подчеркнем, что ветер принят нагружающим башню в том же направлении (на запад), что и уклон. Сочетание трех воздействий *selfW + lean1.5 + wind600* является самым неблагоприятным.

**МКЭ-модель и ее параметры.** В конечно-элементной модели каждый из материалов принят изотропным и линейно-упругим. Трещины и дефекты сплошности не моделируются. Пластические деформации считаются отсутствующими. Геометрическими нелинейностями (возникают при больших деформациях) пренебрегают.

Прилегающие материалы, например, кладка и заполнитель, скреплены друг с другом контактными парами в статусе *bonded*. Это соответствует действию идеализированного клея. Состояние ИСО варьируется. Смоделирован как вариант цельного соединения ствола и основания (*bonded*), так и полного разъединения, когда ствол на основании удерживается только силами трения (контактная пара в статусе *frictional*).

В отсутствии фрикционных контактных пар МКЭ-модель является линейной. Вход в башню условно не моделируется. Терраса вокруг башни моделируется в части решений.

Механические свойства моделируемых материалов приняты (табл. 1) по опубликованным результатам натурных проб [3; 4; 6].

Таблица 1 – Механические свойства материалов для МКЭ-модели

Материал	Модуль упругости E, МПа	Удельная плотность $\rho, \text{кг/м}^3$	Прочность на сжатие, МПа
Селенит (selenite)	4000	2200	6
Бетон фундамента (concrete)	5000	1800	–
Кладка (обобщенно; brick)	4000	1700	4
Заполнитель (stuccato)	3000	1600	4
Грунт вокруг башни (soil)	200	2000	–
Дубовые сваи в массиве (oak)	2280	940	>25
Сталь (steel – for comparizon)	210000	7850	>250

Сетки конечных элементов являются для большинства солюдов регулярными. Они используют гексаэдрические конечные элементы. Для вспомогательных солюдов, например, зубцовых обрамлений, строились нерегулярные сетки из тетраэдрических конечных элементов. МКЭ-модель башни представлена на рис. 2, в, рис. 3, а, б, рис. 4, г и рис. 5, з.

**Статический анализ скрепленной модели.** В начале рассмотрим нагружение башни силой тяжести (*selfW*) без учета уклона и ветровой нагрузки.

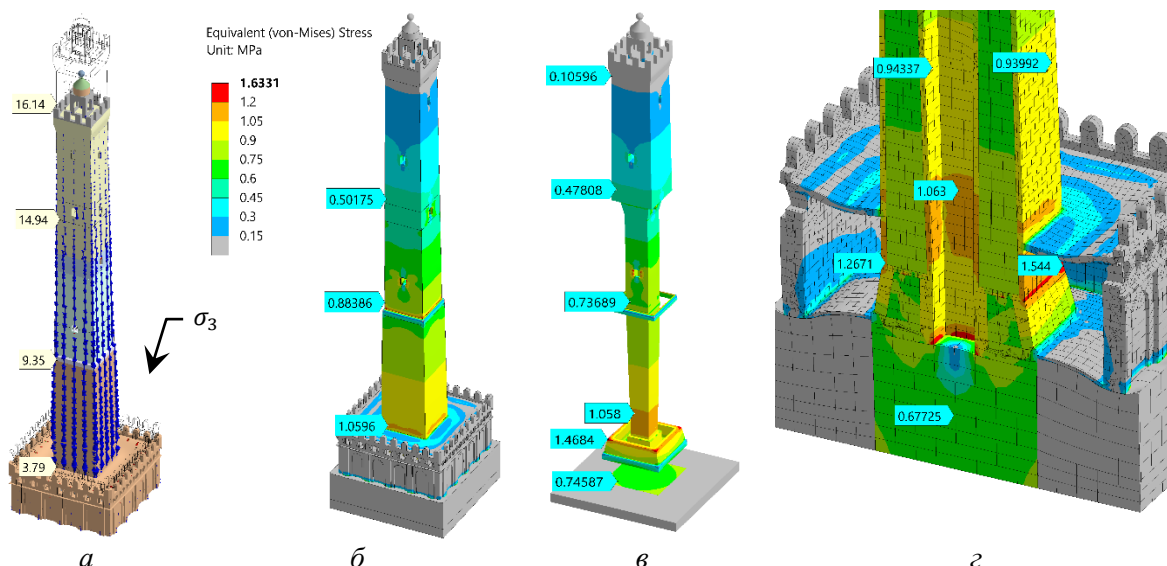


Рис. 5. Вектора главных напряжений (а) и распределения эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  (МПа) в наружной (б; НКО) и внутренней (в; ВКО) кладках, а также в разрезе модели с террасой (г); selfW;  $\times 700$

В МКЭ-модели солиды скреплены контактными парами в статусе *bonded*. В н. д. с.  $\sigma_1, \sigma_2$  башни благодаря силе тяжести доминирует одноосное сжатие (рис. 5, а). Видны вектора (синие) минимального главного напряжения  $\sigma_3$ . Красные и зеленые вектора максимального и среднего главных напряжений  $\sigma_1, \sigma_2$  не наблюдаются. Следовательно, эти напряжения намного меньше  $\sigma_3$ .

Маркеры на рис. 5, а указывают суммарное перемещение частей башни. Верхушка проседает вертикально на 16,14 мм, а ствол на уровне террасы – только на 3,79 мм.

На картинах рис. 5, б–г отражено эквивалентное напряжение  $\sigma_e$ . Здесь оно определяется именно сжимающим напряжением  $\sigma_3$ . Остальные главные напряжения, как правило, невелики. Сопоставление рис. 5, б (НКО) и рис. 5, в (ВКО) показывает, что напряжения достаточно плавно растут к низу башни. Важно, что на каждой высоте напряжения в НКО и ВКО практически одинаковы. Равномерность нагружения оболочек обеспечена.

Это подтверждают графики сжимающих напряжений на рис. 6, а. Графики даны вдоль траекторий, нисходящих по секции I башни (рис. 6, б). Графики А, В, С, D идут по углам и серединам сторон обеих кирпичных оболочек. График Е характеризует заполнитель и расположен точно по середине между В и D. Абсцисса на рис. 6, а соответствует длине секции I при счете сверху вниз.

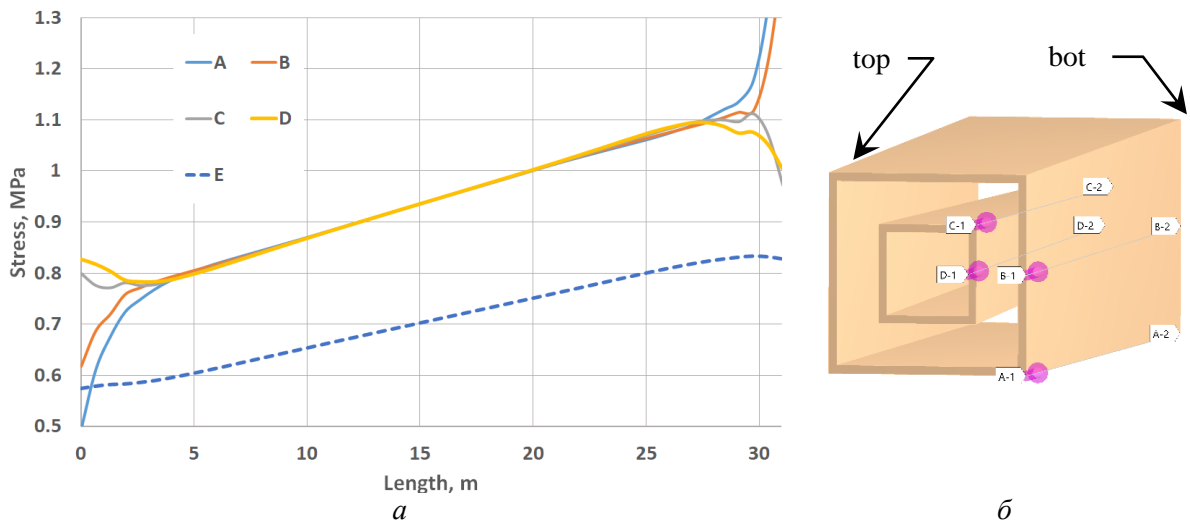


Рис. 6. Сжимающие напряжения (*a*) в стволе по отсчетным траекториям (*б*) в НКО (А, В), ВКО (С, D) и заполнителе (Е) при движении сверху вниз (*a*, *б* – слева направо) (selfW; top, bot – маркеры верха и низа секции I; соответствуют 0 и 31 на абсциссе)

Абсцисса на рис. 6, *a* соответствует длине (*length*) секции I при счете сверху вниз. Примерно 10 % длины секции I с каждой стороны связано со *стыковыми возмущениями* н. д. с. Между ними (примерно от 4 м до 27 м) лежит участок плавного изменения н. д. с. Здесь напряжения по всем «кирпичным» траекториям практически равны друг другу. Медленный подъем линий А–D отражает рост сжатия к низу башни:  $k_{TopBot} = 1,092 / 0,786 \leq 1,4$ .

По линии Е (заполнитель) сжимающие напряжения увеличиваются в таком же темпе. Напряжения  $\sigma_3$  в заполнителе всегда меньше (74 %–76 %), чем в кладках НКО, ВКО (это возможно назвать *нормой 75 %*). Введем для этого эффекта коэффициент  $k_{BrickF} = 0,75$ .

Переход через зону стыковых возмущений (от 27-го метра к 31-ому) связан с ростом напряжений, прежде всего в углах. Коэффициент концентрации напряжений на ИСО составляет  $k_{joint}^{1s} = 1,37$ .

Вблизи ИСО внутренняя оболочка ВКО нагружена умеренно и равномерно (маркеры 1,058 МПа на рис. 5, *в* и 1,063 МПа на рис. 5, *г*). Наружная оболочка напряжена несколько сильнее: 1,544 МПа на углу и 1,2671 МПа на середине нижнего ребра ствола. Различие напряжений между НКО и ВКО на ИСО колеблется в пределах 1,19–1,45 раз.

Именно ИСО является ключевым (и самым напряженным) регионом башни. На рис. 5 *в*, *г* его отмечают по диагонали маркеры 1,4684 МПа и 1,544 МПа. Подробности н. д. с. в районе ИСО показаны на рис. 6. В целом, же, дизайн внешней и внутренней оболочек можно признать согласованным относительно друг друга.

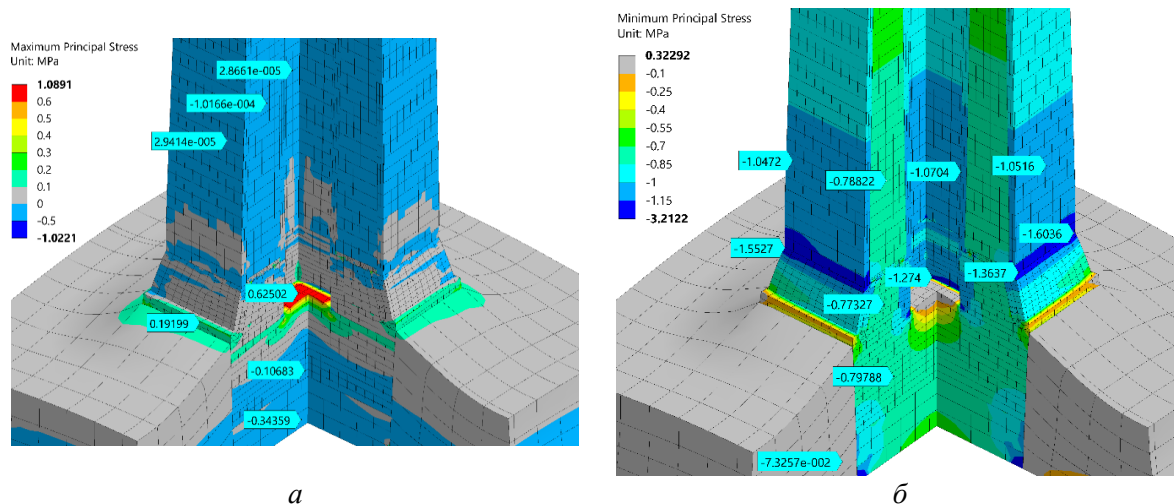


Рис. 7. Картины максимального главного напряжения  $\sigma_1$  (а) и минимального главного напряжения  $\sigma_3$  (б) при нагружении башни собственным весом (*selfW*). МПа,  $\times 1250$

Картина максимального главного напряжения  $\sigma_1$  (рис. 7, а) демонстрирует, что в башне отсутствуют концентраторы растягивающих напряжений. Исключением является внутренний участок свободной поверхности фундамента (0,62502 МПа). Однако, он не является частью несущей системы. Возможное трещинообразование на нем должно быть локальным эффектом разрядки напряжений.

Ствол башни (три верхних маркера) имеет близкие к нулю  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$ . Это указывает на состояние одноосного сжатия (норма работы башен и колонн). В глубине фундамента  $\sigma_1$  имеет отрицательную величину (−0,10683 МПа; −0,34359 МПа). Следовательно, присутствует трехмерное сжатие, что положительно для прочности хрупкого материала.

Картина минимального главного напряжения  $\sigma_3$  (рис. 7, б) говорит о весьма равномерном сжатии всех заполнителей и бетона фундамента (вертикальная траектория из маркеров −0,78822 МПа; −0,77327 МПа; −0,79788 МПа. Это положительная черта н. д. с. Кирпичные кладки НКО и ВКО нагружены вертикальным сжатием тоже равномерно. В горизонтальном сечении ствола в 6 м над ИСО на однородность н. д. с. указывают маркеры −1,0472 МПа; −1,0704 МПа; −1,0516 МПа. Кирпичные оболочки здесь сжаты в  $\sim 1,35$  раза сильнее, чем заполнитель (*норма 75 %*). Меньшее нагружение заполнителя, чем кирпича, следует признать разумной конструкторско-технологической ситуацией.

Напряжения сжатия концентрируются на ИСО в углах – маркеры −1,5527 МПа и −1,6036 МПа. На серединах сторон (−1,3637 МПа) сжимающие напряжения в  $k_{corner}^{1s} \cong 1,2$  раза меньше (но сильнее, чем в вышележащих сечениях ствола). Подчеркнем, что концентрация напряжений в углах башни касается только стыковых регионов, например, ИСО. В большей части секций сжатие углов и середин сторон примерно одинаково для каждого сечения.

Итак, при нагружении собственным весом (*selfW*) в башне возникают только умеренные концентраторы сжатия. Напряжения в них (например, −1,6036 МПа) достаточно низки по отношению к допустимому уровню в 4 МПа (табл. 1).

Дополним теперь нагружение башни ветровым воздействием (*selfW + wind600*). Исходный уклон сооружения отсутствует. Картина векторов главных напряжений (рис. 8, а) позволяет выделить наветренную (слева) и подветренную (справа) стороны башни.

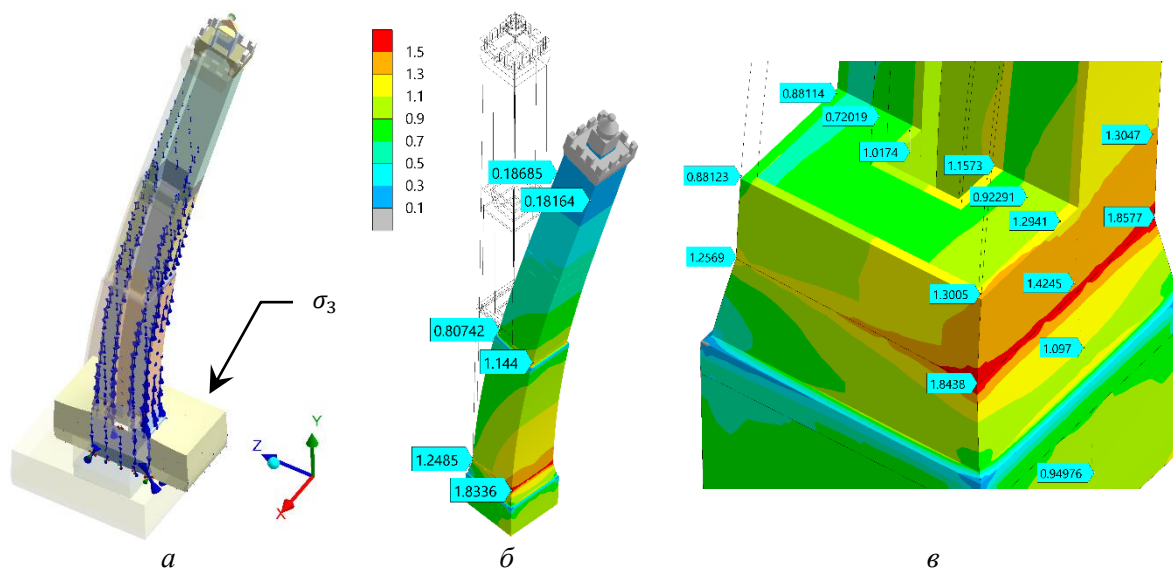


Рис. 8. Модель башни Азинелли под ветровой нагрузкой (selfW+wind600):  
 а – вектора главных напряжений (наблюдаем только  $\sigma_3$ ); б – картина эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  (МПа); в – распределение  $\sigma_e$  внутри башни в районе ИСО ( $\times 400$ )

Господствуют минимальные главные напряжения  $\sigma_3$ . Они визуально максимальны с подветренной стороны внизу башни (маркер  $\sigma_3$ ). Из-за изгиба башни сжимающие напряжения слабеют с наветренной стороны. Начинается разгрузка башни от сжатия.

Картина эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  показана на рис. 8, б (распределение минимального главного напряжения, ответственного за сжатие, является практически таким же). Напряжения по причине гравитации возрастают при движении от верха к фундаменту башни. С подветренной стороны напряжения выше («0,18164–1,144–1,8336» МПа). Здесь сочетаются сжатия от собственного веса и от изгиба ветром. Однако, максимальное напряжение 1,8336 МПа достаточно далеко до опасного уровня (>4 МПа).

С наветренной стороны напряжения ниже («0,18685–0,80742–1,2485» МПа). Тем не менее, они остаются сжимающими даже при вертикальной разгрузке стены ураганным ветром. Кирпичная кладка не попадает под действие растяжения и не растрескивается.

Заполнитель имеет меньший модуль упругости, чем кирпичные оболочки НКО и ВКО (3 и 4 ГПа соответственно). Поэтому он сжат слабее (рис. 8, в – маркер «0,92291») кладок (парные маркеры 1,1573 МПа и 1,2941 МПа). Здесь для заполнителя вновь проявляет себя норма 75 %.

На картине  $\sigma_e$  вырез сделан (рис. 8, в) над ИСО на уровне стабильного н. д. с. Здесь на подветренной стороне наблюдаются напряжения 1,3005–1,2941–1,3047 МПа. Ниже, на ИСО происходит концентрация напряжений: 1,8438–1,4245–1,8577 МПа. Коэффициент концентрации напряжений остается, однако, умеренным  $k_{joint}^{2sw} = 1,31$  (и близким к аналогичному коэффициенту для нагрузки от веса  $k_{joint}^{1s} = 1,37$ ).

Коэффициент концентрации напряжений в углах ИСО можно оценить по триаде маркеров 1,8438–1,4245–1,8577 МПа. Он составляет  $k_{corner}^{2sw} \cong 1,3$  (в предыдущем варианте нагружения  $k_{corner}^{1s} \cong 1,2$ ). Прочность углов башни на сжатие обеспечена.



Рис. 8, в иллюстрирует также некоторую разгрузку наветренной стороны башни (пары маркеров 0,88123–1,3005 МПа, например). Изгиб башни слабо затрагивает нижнюю, узкую часть ВКО. Здесь напряжения мало изменяются по профилю (1,0174–1,1573 МПа). Внутренняя кирпичная кладка и заполнитель не являются критическими объектами в башне.

**Статические испытания для фрикционной задачи.** Стык между стволом башни и основанием (ИСО) был смоделирован также и как фрикционный контакт с коэффициентом трения  $\mu = 0,2$ . Проводилось ступенчатое нагружение по всем вариантам воздействия. Установлено, что вес башни, особенно ее массивная секция I, эффективно удерживают ИСО от раскрытия и проскальзывания. Н. д. с. башни с расслоениями по ИСО почти неотличимо от н. д. с. башни, где сохранилось сцепление ствола и основания.

Это видно из рис. 9, где даны картины минимального главного напряжения  $\sigma_3$  для трех ведущих вариантов нагружения. Они полностью соответствуют всем предыдущим распределениям. На рис. 9, а присутствует одноосное сжатие стержня. На рис. 9, б, в к нему добавляется классический изгиб балки.

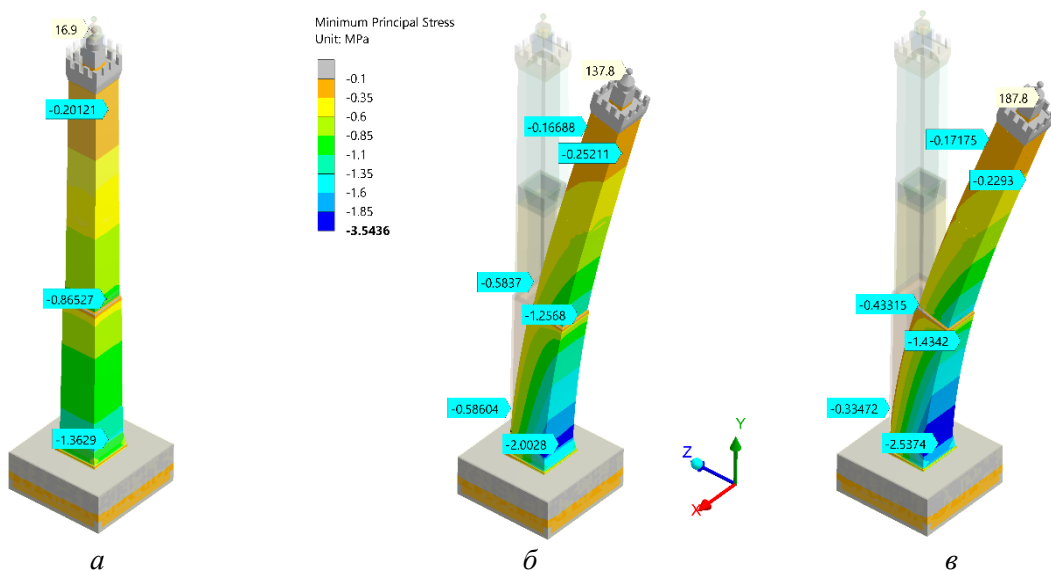


Рис. 9. Картины минимального главного напряжения  $\sigma_3$  (МПа) с подветренной стороны ( $\times 150$ ): а – вертикальная сила тяжести (selfW); б – уклон башни в  $1,5^\circ$  (selfW+lean1.5); в – ветровое давление  $p_w = 600 Pa$  в сторону уклона (selfW+lean1.5+wind600); маркеры на верхушке – суммарные перемещения (мм)

Сопоставление вариантов нагружения на рис. 9, а и рис. 9, в показывает, что предельно неблагоприятное сочетание (selfW + lean1.5 + wind600) дает возрастание сжатия у основания (маркер  $-2,5374$  МПа) только в 1,86 раз по сравнению с базовым вариантом (selfW) нагружения собственным весом (маркер  $-1,3629$  МПа). Это говорит о прочности башни.

Появление уклона в  $1,5^\circ$  (рис. 9, б; selfW+lean1.5) создает картину  $\sigma_3$ , весьма близкую к худшему случаю на рис. 9, в (маркеры  $-2,0028$  и  $-2,5374$  МПа). Следовательно, изгиб башни от уклона (продольный изгиб) играет большую роль, чем поперечный изгиб от ветровой нагрузки.

Таблица 2. Показатели н. д. с. башни для 4-х вариантов нагружения:  $U_{top}^{wind}$  – перемещение верхушки по ветру-уклону;  $p_{corn}^{lee}$  – контактное давление в углу ИСО (на НКО) с подветренной стороны;  $p_{corn}^{wind}$  – такое же давление с наветренной стороны

Показатель н. д. с.	Вариант нагружения башни			
	selfW	selfW + wind600	selfW + lean1.5	selfW + lean1.5 + wind600
$U_{top}^{wind}, mm$	0	50,5	136,7	187,1
$p_{corn}^{lee}, MPa$	1,47	1,757	2,27	2,51
$p_{corn}^{wind}, MPa$	1,47	1,16	0,64	0,36

На это указывают данные табл. 2. Только ветер отклоняет верхушку башни на 50,5 мм, а только уклон – на 136,7 мм. Поведение данной нелинейной МКЭ-модели близки к линейной. Сочетание ветра и уклона дает отклонение на 187,1 мм, что почти соответствует линейной комбинации. Причина заключается в том, что фрикционная пара на ИСО (рис. 10 *а, б*) не раскрывается и почти не проскальзывает (кроме углов).

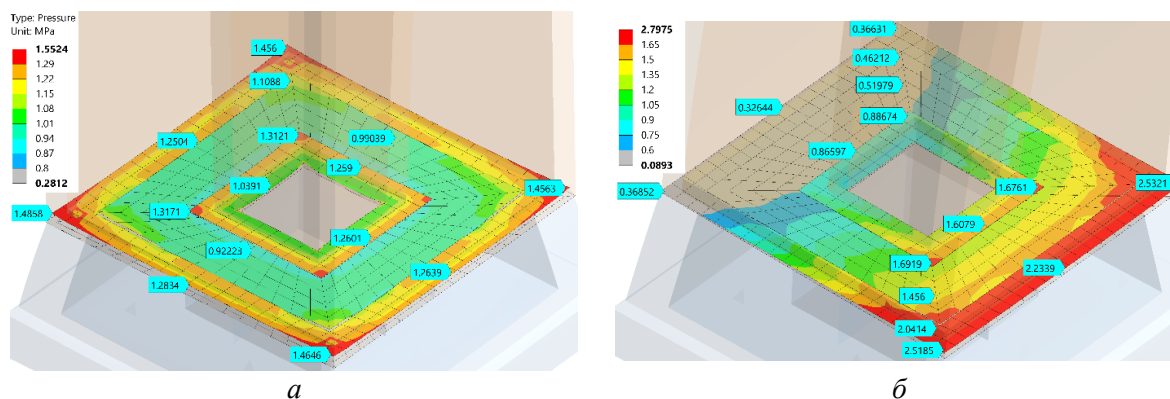


Рис. 10. Картины давлений (МПа) на фрикционном контакте ИСО для вариантов нагружения: *а* – selfW ( $\times 700$ ); *б* – selfW + lean1.5 + wind600 ( $\times 200$ )

Картины контактных давлений во фрикционной паре являются ожидаемыми. Сильнее всего нагружена НКО. ВКО нагружена точно также, но только для базового случая гравитации (рис. 10, *а*). Заполнитель сжат относительно кладки слабее, по описанной выше *норме 75 %*. Углы обеих кладок нагружены несколько сильнее середин сторон.

Появление изгиба башни из-за ветра-уклона (рис. 10, *б*) почти разгружает наветренную сторону (маркер 0,32644 МПа) и сжимает материал на подветренной стороне (маркер 2,2339 МПа). Сводка контактных давлений приведена в нижних строках табл. 2.

Нагружение башни по варианту (*selfW + lean1.5 + wind600*) должно быть предельно допустимым на практике. При нарастании уклона и при более сильном ветре контактные давления на наветренной стороне (рис. 10, *б* – слева) станут нулевыми и контакт начнет раскрываться (дезинтеграция структуры).

Одновременно, на подветренной стороне (рис. 10, *б* – справа) контактные давления вплотную приблизятся к весьма примерному допустимому сжимающему напряжению в 4 МПа (табл. 1). Здесь может начаться выкрашивание. Итак, нагружение башни сверх варианта *selfW + lean1.5 + wind600* нежелательно. Здесь находится граница стабильности структуры.



**Обсуждение.** Материалы башни не проявляют при виртуальных испытаниях никаких конфликтов из-за различия в деформационном поведении. Не наблюдается выраженной несовместности деформирования. Между разными материалами, например, кирпичными оболочками и заполнителем не происходит концентрация напряжений. Башня является достаточно согласованной внутри себя композитной деталью.

Концентрация напряжений в башне не превышает полутора раз. С точки зрения современной практики несущих систем – это весьма скромный уровень. Он вполне допустим.

Облик башни подобен очертаниям современных колонн в крупногабаритных многоцелевых станках класса «Подвижная колонна» [8]. Для развития конструкций этих колонн давно назрел переход от чугунных отливок к композитным решениям, возможно, с участием полимербетона. Здесь башня может служить ценным образцом. Например, колонну станка можно выполнить из двух чугунных отливок (по аналогии с НКО и ВКО), вложенных друг в друга, с заполнением промежутка между отливками полимербетоном (для повышения жесткости и демпфирования резонансов).

**Выводы по напряженному состоянию башни:**

1. Несущая система башни подвергается сжатию, близкому к одноосному. Уклон на  $1,5^\circ$  и совпадающий по направлению ветер не выводят наветренную сторону башни на растяжение. Это обеспечивает цельность исторических хрупких материалов башни.

2. Ключевым и самым напряженным регионом башни является область вокруг стыка ствола и основания (ИСО).

3. При всех вариантах статического нагружения в ИНС башни присутствуют умеренные концентраторы сжатия, но отсутствуют концентраторы растяжения.

4. Вероятными причинами выносливости башни в статическом аспекте являются:

А. Хорошее сцепление наружной и внутренней оболочки с промежуточным заполнителем в классическую трехслойную композиционную пластину.

Б. Увеличение толщины заполнителя к низу ствола в сочетании с некоторым увеличением сечения башни. Это делает рост сжатия в направлении вниз медленным (только до 1,45 раза в нижней трети ствола).

В. Представляется удачным сочетание модулей упругости кирпичных оболочек и заполнителя (4/3). В результате в каждом сечении НКО – заполнитель – ВКО напряжены сжатием в примерном соотношении 100 %–75 %–100 %. Это разумное распределение напряжений.

Г. Концентрация сжимающих напряжений в углах в стыках не превышает 1,3 раз по отношению к серединам сторон того же сечения.

Д. Концентрация сжимающих напряжений на переходах профиля башни (прежде всего на ИСО) является умеренной и не превышает 1,4 раз. Это вполне допустимо по условиям прочности кладки на сжатие.

5. Рассмотренное сочетание собственного веса, уклона и ветровой нагрузки ( $selfW + lean1.5 + wind600$ ) не выводит башню на потерю равновесия даже в случае расслоения ИСО до состояния фрикционного контакта. Однако, сооружение оказывается на границе работоспособности: вертикальные сжимающие напряжения на наветренной стороне приближаются к нулю (опасность растрескивания), а на подветренной стороне они подходят к пределу прочности кладки на сжатие. Более сильное нагружение башни опасно.

6. Башня является гармоничным композитным решением, тяготеющим к идеальной равнопрочной балке. Башня может служить хорошим образцом при проектировании в машиностроении композитных колонн и стоек, имеющих ограничения по весу и поперечному сечению, но обеспечивающих несение сжимающих и изгибных нагрузок.

## ЛИТЕРАТУРА

1. ZIENKIEWICZ, O. C. and TAYLOR, R. L. (2000) The finite element method. Butterworth-Heinemann, vol. 1: Basis. Oxford.
2. Bergonzoni, F. (1989). Le Torri di Bologna: quando e perché sorsero, come vennero costruite, quante furono, chi le innalzò, come scomparvero, quali esistono ancora. Casalecchio di Reno: Grafis.
3. Natalia E. Lozano-Ramírez. Finite element modeling of existing masonry towers: The Asinelli tower. Thesis for: Dottore magistrale in Architettura costruzione città. Advisor: Stefano Invernizzi. POLITECNICO DI TORINO. Faculty of Architecture. Turin, Italy. 2015
4. Stefano Invernizzi, Giuseppe Lacidogna, Natalia E. Lozano-Ramírez, Alberto Carpinteri. Structural monitoring and assessment of an ancient masonry tower. Engineering Fracture Mechanics, 2019, vol. 210, pp. 429–443, ISSN 0013-7944, <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.05.011>
5. Roca, P., Cervera, M., Gariup, G., & Pela', L. (2010). Structural analysis of masonry historical constructions. Classical and advanced Approaches. Archives of Computational Methods in Engineering, 17(3), 299–325. <http://doi.org/10.1007/s11831-010-9046-1>
6. Palermo, M., Silvestri, S., Gasparini, G., Baraccani, S., & Trombetti, T. (2015). An approach for the mechanical characterisation of the Asinelli Tower (Bologna) in presence of insufficient experimental data. Journal of Cultural Heritage. <http://doi.org/10.1016/j.culher.2014.05.002>
7. Stanislau Dounar, Alexandre Iakimovitch, Katsiaryna Mishchanka, Andrzej Jakubowski, and Leszek Chybowski. (2020) FEA Simulation of the Biomechanical Structure Overload in the University Campus Planting. Applied Bionics and Biomechanics, Volume 2020, Article ID 8845385. <https://doi.org/10.1155/2020/8845385>
8. Dounar, S., Iakimovitch, A. & Jakubowski, A. (2021) Finite element analysis of the dynamically created portal in the huge machine tool of “travelling column” type. Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin, Zeszyty Naukowe Akademii Morskiej w Szczecinie, 2021, 65 (137) <https://repository.am.szczecin.pl/handle/123456789/2658>, <https://doi.org/10.17402/458>

*Поступила 18.05.2022*

**УДК 621.9.011:517.962.1**

**Довнар С. С.<sup>1</sup>, Якимович А. М.<sup>1</sup>, Яцкевич О. К.<sup>1</sup>, Федорец А. В.<sup>2</sup>, Резник С. В.<sup>3</sup>**

### **МКЭ-АУДИТ НАГРУЖЕНИЙ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ ТЯЖЕЛОГО ПЕЛЛЕТНОГО ПРЕСС-АВТОМАТА**

*1. Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*2. ОАО «МЗОР»,*

*Минск, Беларусь*

*3. ОАО «СТАНКОГОМЕЛЬ»,*

*Гомель, Беларусь*

*Проведен упруго-пластический МКЭ-анализ пресса для компактирования крупных пеллет. Смоделированы ситуации от номинального нагружения (1,6 МН) до 10-кратной перегрузки. Рассмотрены литой и сварной варианты исполнения корпуса и коленвала.*

*Выявлена сбалансированность несущей системы. Отсутствуют крупные концентраторы напряжений. Самой податливой деталью является коленвал. В упругой области пресс выдерживает 3-кратную перегрузку. При большем распоре на буртиках коленвала ожидается локальное автофретирование. Пресс способен перенести 6-кратную перегрузку. При более сильном распоре оголовка шатуна выступает в роли предохраняющего пластического шарнира.*

*Обсуждены эффекты много- и малоциклового усталости. Рекомендуются кольцевое упрочнение буртиков коленвала и редизайн оголовка шатуна.*

### **Сокращения и обозначения:**

*КПМ* – кривошипно-ползунный механизм, в котором кривошип (коленвал) и шатун приводят ползун (крейцкопф),двигающийся по направляющим;

*ПГ* – прессовая головка, внутри которой пуансон компактирует пеллеты;

*ПуР* – пиковый распор. Это появление пары противоположных сил между пуансоном и *ПГ*. В норме распор (1,6 МН номинально – *ПуР-1*) возникает между пуансоном и сжимаемой пеллетой в в. м. т. *КПМ*. В канале прессования возможно столкновение пуансона с препятствием. Рассмотрены ситуации вплоть до 10-кратного возрастания сил распора – *ПуР-10* (16 МН);

*ОПД* – очаг пластических деформаций – локальный концентратор напряжений на детали (например, галтель буртика коленвала), в котором местное пластическое течение начинается гораздо раньше, чем в детали в целом. На ОПД проявляет себя эффект автофретирования (самоскрепления);

*ИНС* – историческая несущая система (несущая система – *НС* – машины или сооружения, созданная до появления МКЭ-анализа и выдержавшая многочисленные циклические и пиковые нагрузки). Пресс-автомат относится к *ИНС*;

*СИБ*, *НИВ* – старый и новый исторические варианты пресс-автомата. Чертежи *СИБ* выпущены в 1962 г. *НИВ* относится к началу XXI-го века;

*в. м. т.*, *н. м. т.* – верхняя и нижняя мертвые точки кривошипного механизма;

*н. д. с.* – напряженно-деформированное состояние.

**Область исследования.** Работа относится к тяжелому машиностроению и касается проектирования, реновации и производства крупногабаритных пеллетных прессов. Они важны для топливной безопасности страны и экспорта твердых энергетических продуктов. Пресс-автомат (рис. 1) в непрерывном режиме штампует с помощью сдвоенного КПМ топливные пеллеты из органической сыпучей смеси (торф, опилки, солома и т. п. – до 80 млн. пеллет  $180 \times 80 \times 50$  мм в год). В случае работы на богатом торфяном месторождении пара прессов может справиться с круглогодичным обеспечением пеллетами (брикетами) жителей административного района.

Рассматриваемый пресс-автомат является редким примером долговечной, непрерывно работающей машины. Несущая система (*НС*) выдерживает исключительно большое число циклов нагрузок (до 40 млн/год от каждого КПМ). Пресса в исходной виде (*СИБ*) были поставлены в Республику Беларусь 50–60 лет назад.

Реновация конструкции (*НИВ*) и производство некоторого числа машин была выполнена 15 лет назад на ОАО «МЗОР». Пресса *СИБ* и, даже, *НИВ* можно уже назвать историческими машинами. Они требовали только текущего ремонта, связанного обычно с износом. Несущие системы *ИНС* работали надежно. Поэтому их разумно исследовать.

Для изучения *ИНС* пресса-автомата в данной работе проведены виртуальные испытания методом конечных элементов (МКЭ) [1]. Исследование является своего рода МКЭ-аудитом исторической (*legacy*), оправдавшей себя (*approved*) машины. Это важно для следующей реновации и расширения гаммы пеллетных прессов.

**Конструктивные черты модели.** Несущая система *НС* пресса-автомата имеет габариты  $5100 \times 1760 \times 1600$  мм (рис. 1 – показан один из двух противофазно работающих КПМ). Пеллета 1 сжимается пуансоном 2 в прессовой головке 3 из сыпучей смеси, подаваемой сверху (со стороны маркера 3 на рис. 1, а). Каждая новая пеллета проталкивается пуансоном влево, в стек пеллет. Стек движется в сужающемся канале и обжимается. Длину и клиновидность канала можно регулировать.

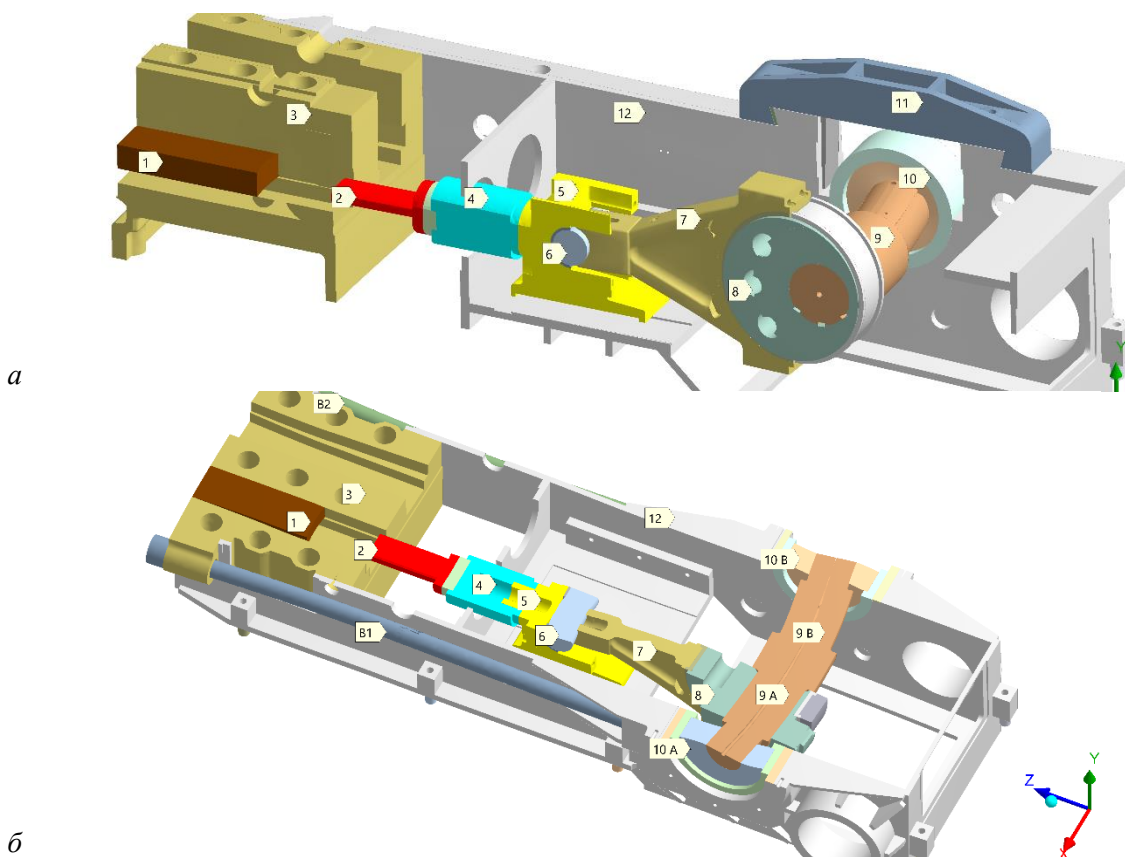


Рис. 1. Несущая система пресс-автомата в вертикальном (а) и горизонтальном (б) сечениях (в. м. т.; масштаб деформационных перемещений  $\times 100$ : ПиР-5)

Пуансон 2 движется возвратно-поступательно вместе со плунжером 4 и ползуном 5 (крейцкопфом), которые имеют свои направляющие. Ось 6 соединяет ползун с оголовком шатуна 7. Шатун приводится эксцентриком 8, неподвижно закрепленном на вращающемся коленвале 9. Коленвал удерживается в подшипниках 10. Подшипниковые узлы зафиксированы скобами 11 в корпусе 12.

Между стеком пеллет и пуансоном возникает распорное усилие, максимальное при прохождении КПМ своей в. м. т. На рис. 1 несущая система нагружена парными силами (согласно рис. 2, а) и продеформирована. Заметен (рис. 1, б) прогиб коленвала между подшипниками 10А и 10В. Шейки 9А, 9В предназначены для противофазных КПМ.

Корпус 12 пресса может быть предварительно стянут в продольном направлении тросами (шпильками) В1 и В2 (по две с каждой стороны). Номинальное натяжение в каждой из четырех тяг – 400 кН. Расчетное усилие прессования составляет 1,6 МН (*ПиР-1*). Это как раз соответствует предварительному натяжению тяг.

На рис. 2, а показан собственно кривошипно-ползунный механизм *КПМ*. Ползун движется в корпусе по направляющим А, В. Плунжер находится в идеализированной направляющей С. Сила Е на пеллете и сила D на пуансоне равны по величине и противоположны по направлению. Они создают распор во всей НС пресса.

Кинематика пресса отражена на рис. 2, б. Двигатель приводит первичный вал I с маховиком Fw. Две пары зубчатых колес А, В редуцируют частоту вращения до  $n_{crank} = 80 \text{ мин}^{-1}$  на кривошипе II (он же вторичный вал).

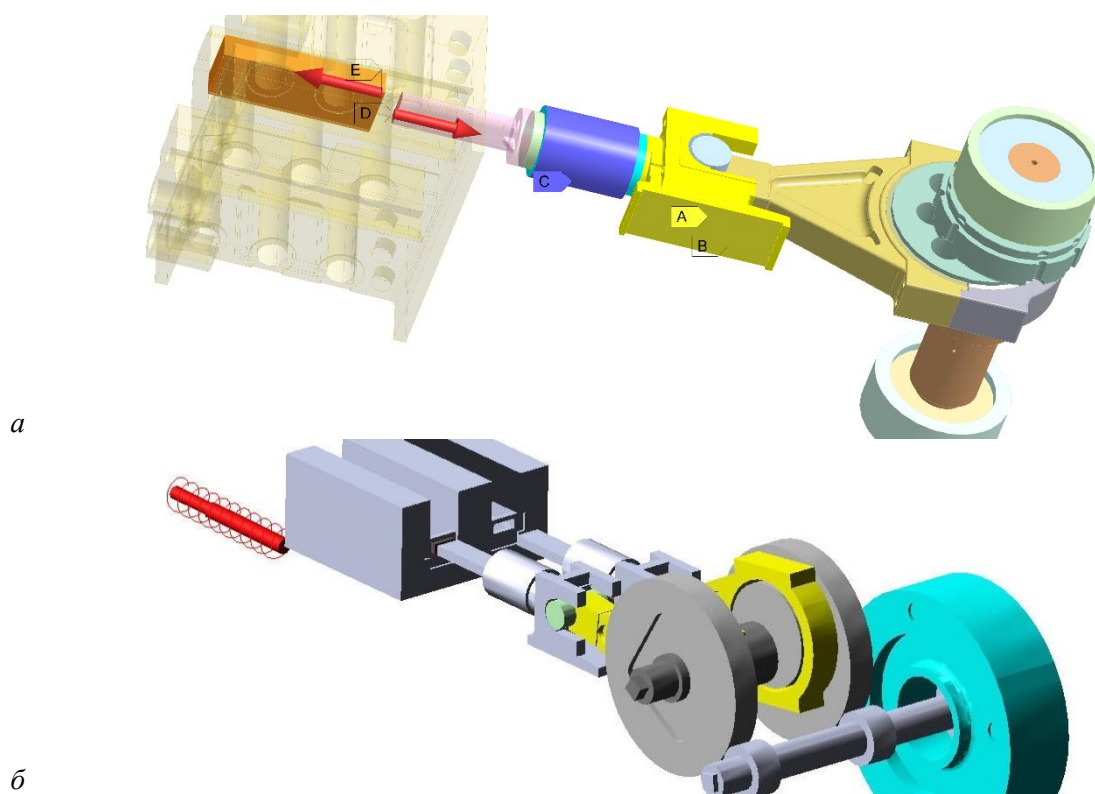


Рис. 2. Кривошипно-ползунный механизм КПМ (*а* – в. м. т.; А, В, С – направляющие ползуна и плунжера; D, E – парные распорные силы между пуансоном и pelletой  $F_p^1 = -F_p^2$ ) и массово-кинематическая модель (*б*; [2]) привода КПМ

Маркер Р указывает на район прессования. Прессовой головке в массово-кинематической модели может быть приспана упругая поддержка пружиной S. В реальности роль пружины выполняет корпус пресса.

Корпус пресс-автомата выполнен из стали. В СИБ это литье (корпус и ПГ являются одной отливкой), в НИВ – сварная конструкция из проката. Шатун, ползун и ПГ получены литьем стали. Коленвал в СИБ сделан стальным литьем, а в НИВ – это стальной катанный пруток, собранный заодно со стальными эксцентриками.

Свойства ключевых деталей пресса отражены в табл. 1.

Таблица 1 – Массы и пределы текучести  $\sigma_t$  основных деталей НС пресса-автомата

Конструктивный вариант	Масса, кг			
	Корпус	Коленвал с эксцентриками	Ползун + плунжер	ПГ
СИБ	16926	3480	1012	–
НИВ	8882	1244 + (2 × 1086)	1012	5868
Предел текучести $\sigma_m$ , МПа	300	440	300	–

Видно, что суммарная масса корпуса и ПГ снижена в НИВ (14750 кг) по сравнению с СИБ (16926 кг). Экономия веса составляет 13 % и достигнута за счет более тонких стенок сварного корпуса в НИВ. В СИБ крупногабаритная отливка корпуса по технологиям того времени должна была иметь стенки от 80 до 230 мм.

Пуансон весом 85 кг выполнен из инструментальной стали и закален. Масса шатуна в обоих вариантах – 588 кг. Его предел текучести принят равным 360 МПа.

**Постановка исследования и цель работы.** Данные по эксплуатации прессов-автоматов в вариантах *СИБ*, *НИВ*, собранные инженерами ОАО «МЗОР», указывают, что нагружение НС всегда является пиковым. Оно связано с прохождением в. м. т. и сжатием пеллеты в сужающемся канале. Поэтому номинальный режим обозначим, как *ПуР-1*. Ему приписано распорное усилие 1,6 МН. Циклограммы потребления электроэнергии прессами в производственных условиях указывают, что нагрузка на пуансон со стороны пеллеты обычно находится в диапазоне 40–90 % от номинала.

Спорадически пуансон пресса может упираться в неожиданное препятствие. Воздействие может быть эксцентричным (пуансон нажимает своей кромкой в ПГ на входе в нее). Это ведет к быстрой поломке пуансона (внецентренное сжатие) и не должно быть опасно для всей НС.

Худший случай – центральный упор в канале, когда кинетическая пресса должна быть погашена, в основном, в энергии упругого и пластического деформирования НС пресса. Именно это ведет к действительно высоким пиковым нагрузкам (в работе рассмотрены ситуации до *ПуР-10* – перегружение на порядок, до 16 МН).

Цель работы – выяснить и проанализировать н. д. с. пресса в двух группах ситуаций – в *номинальном режиме (ПуР-1)* и в *режиме перегрузки (от ПуР-2 до ПуР-10)*. Первый режим ассоциируется со многоциклового усталостью. Второй режим может вызвать малоцикловую усталость и даже немедленное трещинообразование в деталях.

Нужно оценить потенциал и возможные слабые места НС пресса для работы в обоих режимах. Требуется рекомендации по рациональному локальному усилению конструкции.

**МКЭ-модель и модельные допущения.** В данной работе моделирование производилось квазистатически в упруго-пластической постановке. Виртуальные испытания осуществлялись в системе ANSYS с учетом накопленного опыта моделирования различных несущих систем [3; 4].

Пресс-автомат выполнен из стальных деталей. Поэтому для них приняты модуль упругости  $E = 200 \text{ ГПа}$  и коэффициент Пуассона  $\mu = 0,3$ . Это структурно-независимые показатели сталей.

Кинематика КПМ в МКЭ-анализе не моделируется. Вращение коленвала не отображается. При нагружении механизма происходят только его деформационные перемещения в положении в. м. т. Рассматривается упруго-пластическая задача с билинейной моделью пластичности.

Ввиду относительной тихоходности пресса ( $n_{crank} = 80 \text{ мин}^{-1}$ ) динамические эффекты не рассматриваются. Распорные силы прилагаются статически. Моделируется только один из двух КПМ.

Трение в направляющих и на шейках коленвала не учитывается. Предварительное моделирование [2] показало, что оно слабо влияет на картины напряжений пресса.

Сварные и стянутые болтами соединения моделируются как контактные пары со статусом *bonded*. Подвижные соединения представлены контактными парами со статусом *no separation*. Самоустанавливающиеся (сферические) подшипники коленвала представлены эластичными втулками из модельного материала.

Для стальных деталей в машиностроении при первых сильных нагружениях (*shakedown*) характерны небольшие локальные пластические деформации в концентраторах напряжений (ОПД) [5]. Для качественных сталей полагаем допустимой локальную пластическую деформацию до 0,4–0,5 % [6; 7]. В этом случае в ОПД формируются остаточные напряжения, противоположные рабочим. При последующих нагружениях такого же уровня пластического течения происходит. Этот эффект называется автофреттированием (самоскреплением) [6].

Более сильная пластическая деформация дает обратную деформацию при разгрузке. Деформация накапливается по ходу событий перегрузения. Запускается механизм опасной малоциклового усталости (*ratcheting*) [5; 6].

**Упругий анализ н. д. с. прессы при номинальном нагружении.** На рис. 3 представлены картины максимального главного напряжения  $\sigma_1$  при номинальном нагружении прессы для вариантов СИВ (рис. 3, а) и НИВ (рис. 3, б). Напряжение  $\sigma_1$  выявляет, прежде всего, очаги опасного растяжения.

Литой корпус оказался (рис. 3, а) весьма умеренно нагруженной деталью с растяжениями в стенках до 15–20 МПа. Только в месте перехода стенки в прессовую головку (36,638 МПа) наблюдается двукратная локальная концентрация напряжений. Пуансон Р подвергается равномерному двусосному сжатию. Поэтому в нем напряжения  $\sigma_1$  близки к нулю. Наиболее нагруженной деталью является изгибаемый коленвал СS. В его средней части (вдали от буртиков) растягивающие напряжения (36,543 МПа) присутствуют, но на порядок меньше предела текучести  $\sigma_m = 440$  МПа. Поэтому вал способен уверенно нести рабочую нагрузку.

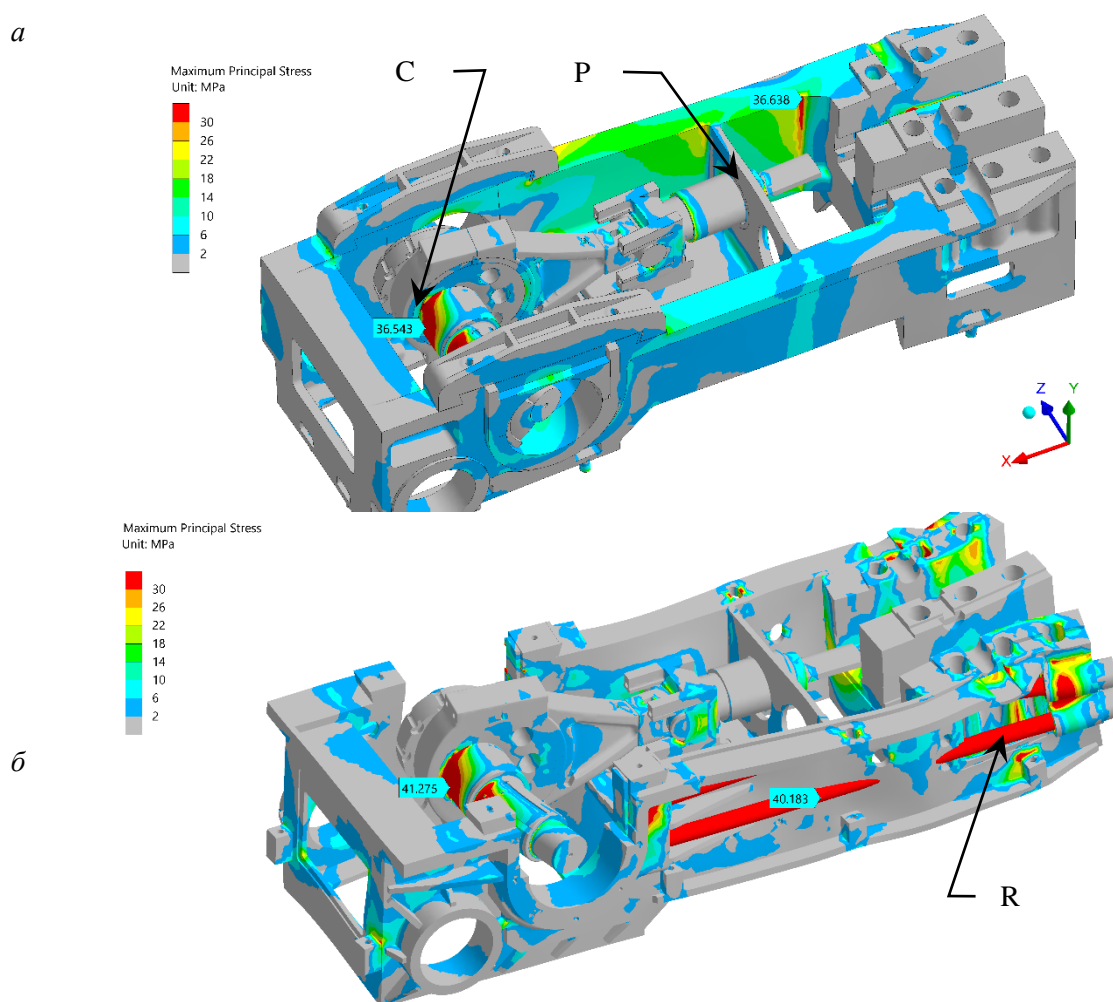


Рис. 3. Картины максимальных главных напряжений  $\sigma_1$  (МПа) в прессе-автомате при номинальной распорной нагрузке 1,6 МН (ПиР-1) для СИВ (а; литая станина) и НИВ (б; облегченный сварной корпус + тяги с преднапряжением  $F_{pret}^r = 400 \text{ кН}$ );  $\times 400$ .

Для варианта НИВ (рис. 3, б) растягивающие напряжения в облегченном сварном корпусе оказываются меньше, чем в литом. Это связано с предварительным растяжением



тяг  $R$ , что создает в корпусе исходные продольные сжимающие напряжения. На растяжение в тягах указывает маркер 40,183 МПа.

Корпус на рис. 3, б визуально представляет более податливым. В нем больше локальных концентраторов растяжения. В районе ПГ они обусловлены натяжением тяг.

Коленчатый вал (41,275 МПа) напряжен на рис. 3, б практически также, как и на рис. 3, а. Следовательно исполнение корпуса (СИВ или НИВ) мало влияет на н. д. с. группы коленвала.

На рис. 4 представлены два варианта самого коленвала – цельный литой (рис. 4, а) и выточенный из прутка со сборными эксцентриками (на рис. 4, б не показаны).

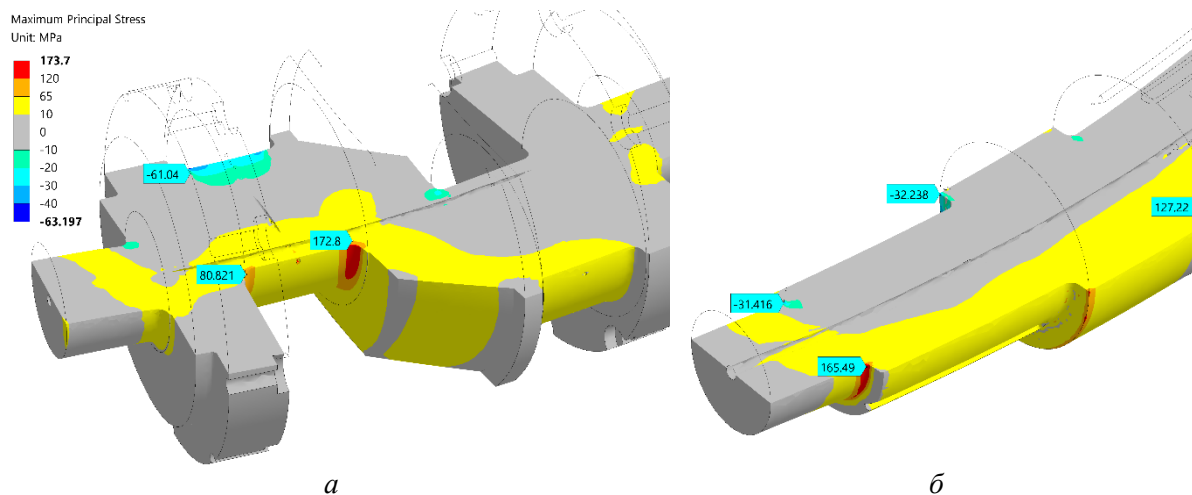


Рис. 4. Картины максимальных главных напряжений  $\sigma_1$  (МПа) в литом коленвале (а; СИВ) и в коленвале из проката (б; НИВ); нагрузка ПиР-1 (1,6 МН);  $\times 400$

Видно, что ключевыми объектами на обоих валах являются буртики (ступеньки) и галтели при них. Самым опасным местом на литом коленвале является срединная галтель 172,8 МПа. В коленвале из проката ведущим концентратором растяжений оказывается галтель шейки подшипника (165,49 МПа). В остальных местах обоих валов напряжения  $\sigma_1$  лежат ниже 65 МПа (втрое ниже, чем на галтелях).

Итак, степень напряженности обоих коленвалов примерно совпадает. Она, в среднем, невысока. Однако, внимания требуют кольцевые концентраторы напряжений при буртиках.

**Упруго-пластический анализ НС прессы при перегрузках.** Оказалось, что сложно предсказать степень перегрузки машины при внезапном упоре пуансона в препятствие в прессовом канале. Все определяется локальной ситуацией перед пуансоном и требует специальных натурных экспериментов. В данной работе выясняется, как НС прессы отвечает на разные перегрузки. Они смоделированы в диапазоне от *ПуР-2* до *ПуР-10*.

Рис. 5 описывает н. д. с. прессы для 5-кратной перегрузки (*ПуР-5*). Картина эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  (рис. 5, а) отражает по абсолютной величине высокие уровни растяжения, сжатия и сдвига. При достижении  $\sigma_e$  уровня предела текучести  $\sigma_T$  данного материала начинается пластическое течение.

Самой напряженной деталью оказывается сжатый одноосно пуансон (654,14 МПа). Однако, из-за высокого предела текучести закаленной инструментальной стали (>800 МПа) в нем пластического смятия не происходит.

Умеренно растянуты (166,15 МПа) упругие тяги. Несмотря на 5-кратную перегрузку, эквивалентные напряжения в корпусе невелики. Главного внимания требуют два региона – оголовки шатуна (357,31 МПа и 330,61 МПа) и буртики коленвала (421,6 МПа



и 416,21 МПа). Здесь эквивалентные напряжения соответствуют местным пределам текучести.

Начало пластического течения в указанных местах видно на картине эквивалентных пластических деформаций  $\varepsilon_{pl}$  (рис. 5, б). Серый фон рисунка указывает на упругое состояние почти всего пресса. В области 1 малое цветное пятно указывает на начало пластической деформации на буртике коленвала. В области 2 оголовка шатуна также на поверхности деформируется пластически.

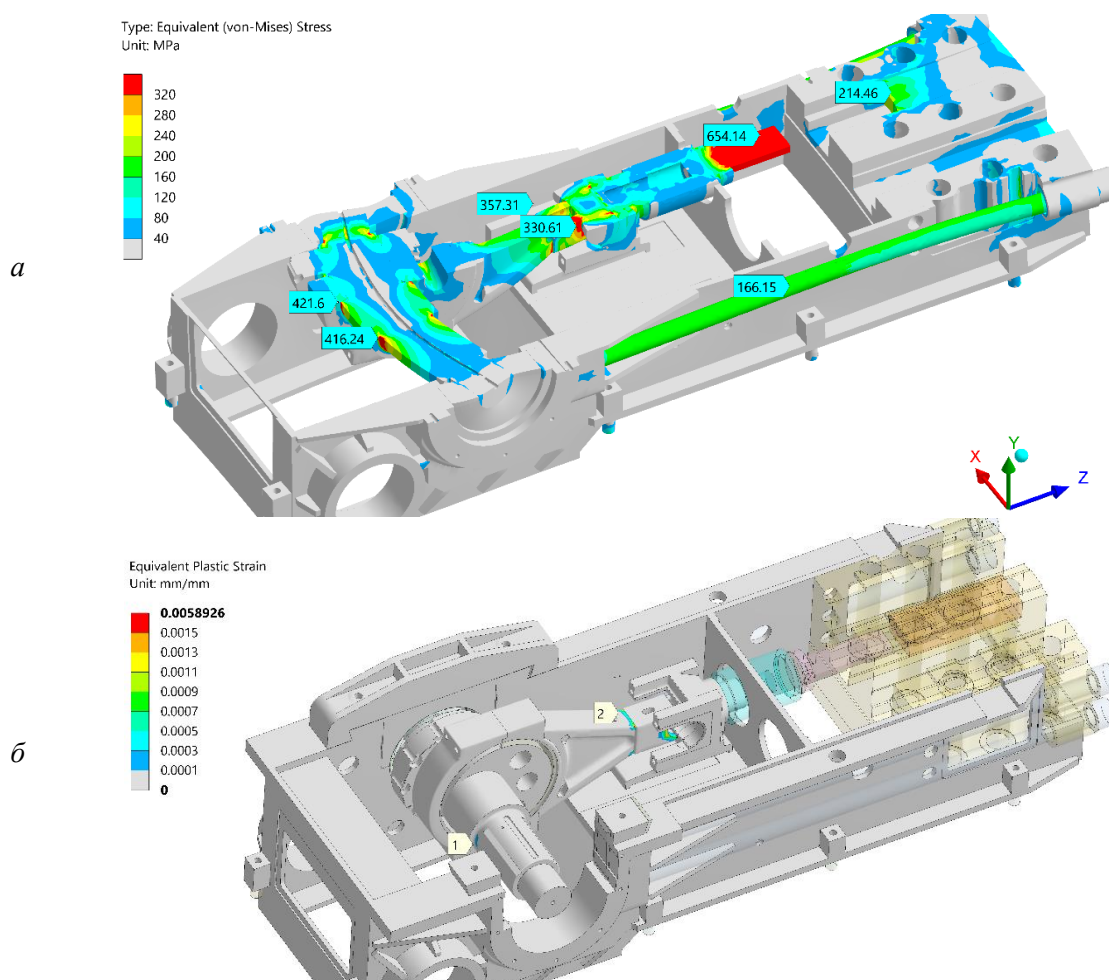


Рис. 5. Картина эквивалентных напряжений  $\sigma_e$  (а; МПа,  $\times 100$ ) и эквивалентных пластических деформаций  $\varepsilon_{pl}$  (б;  $\times 1$ ) для ПиР-5 (8 МН); НИВ,  $F_{pret}^r = 1600 \text{ кН}$

Общая устойчивость НС пресса перед пластическим течением даже при 5-кратной перегрузке – это очень хороший результат с точки зрения живучести конструкции. Малые локальные пластические деформации стальных деталей – почти неизбежная черта реальной эксплуатации современных машин.

Рассмотрим теперь поведение НС пресса при более сильных перегрузках.

На рис. 6 представлены локальные картины эквивалентных пластических деформаций в ключевых деталях КПМ. Для ПиР-6 (рис. 6, а) оно строго локализовано. Здесь каждый маркер указывает на ОПД. На оголовке шатуна наблюдается смятие кромки (0,25 %) на контакте с осью. Также началось течение в тыльных углах оголовка (0,44 %).

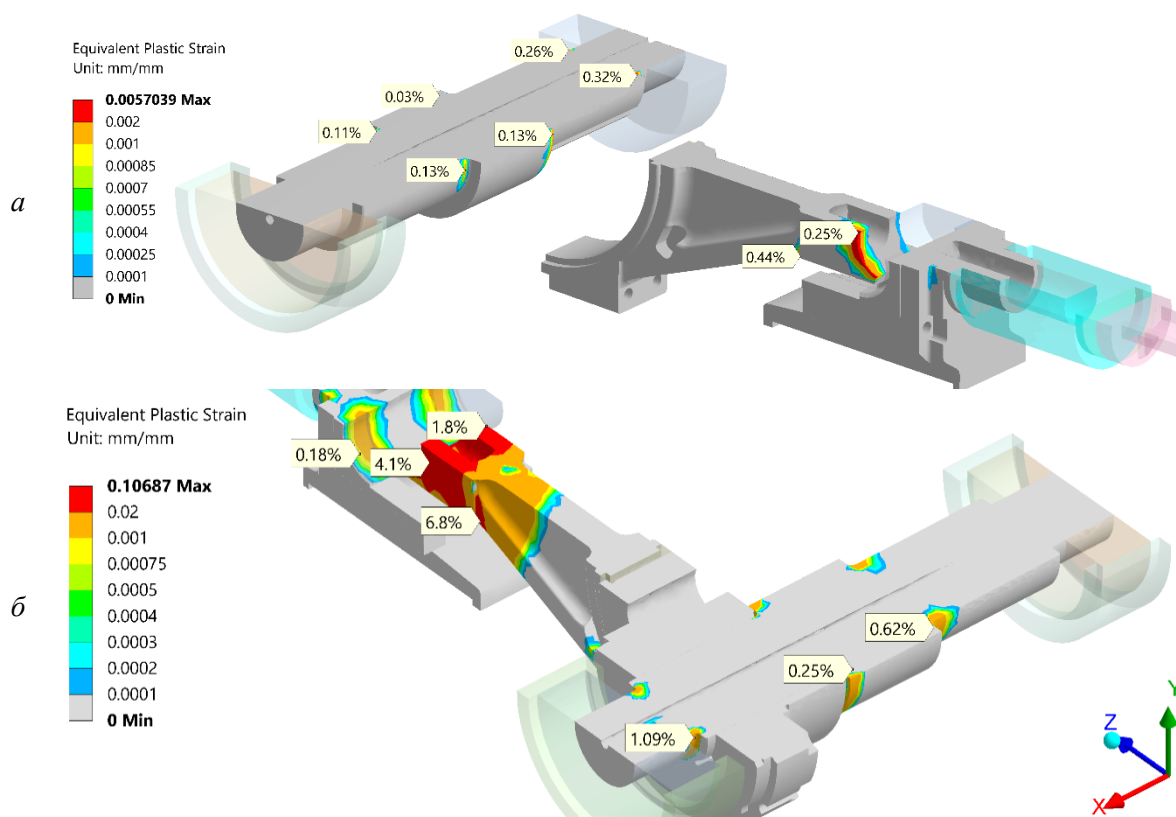


Рис. 6. Картины эквивалентных пластических деформаций  $\varepsilon_{pl}$  в КПМ для 6-кратной перегрузки (ПиР-6; 9,6 МН) для перегрузки на порядок (ПиР-10; 16 МН);  $\times 1$

Коленвал ожидаемым образом пластически деформируется по галтелям и кромкам буртиков. С одной стороны вала присутствует пластическое сжатие (0,13 %; 0,13 %; 0,32 %). С другой – пластическое растяжение (0,11 %; 0,03 %; 0,26 %). Все ОПД на рис. 6, а следует считать местами допустимого пластического течения (деформации ниже ~0,4–0,5 %). Здесь ожидается только автофретирование.

Отметим, что ОПД на рис. 6, а аналогичны критическим точкам выживания КТВ, обсужденных для подобной ситуации в работе [7].

Нагружение до *ПиР-10* (рис. 6, б) приводит к недопустимой пластической сквозной деформации оголовка шатуна (6,8 %; 4,1 %; 1,8 %). Оголовок сминается, теряет точность и может разрушиться. Можно говорить, что оголовок превращается в пластический шарнир.

Шатун подлежит замене. Однако, он выступает как своего рода предохранитель, поглощающий существенную часть энергии толчка.

Коленвал при перегрузке по *ПиР-10* избегает сквозного необратимого деформирования. Пластическое течение остается локализованным возле трех буртиков. Однако, накопленная деформация местами (1,09 %; 0,61 %) недопустимо велика. Эксплуатация такого вала возможна только после локального восстановления поверхностного слоя, например, путем наплавки и поверхностной термообработки [8].

Итак, пресс в любом случае не должен подвергаться нагружению выше *ПиР-6*.

**Обсуждение.** Интересно рассмотреть изменение показателей н. д. с. КПМ по мере нарастания распорных сил. На абсциссе графиков (рис. 7) отложены ступени перегрузки машины от *ПиР-1* до *ПиР-10* (от 1,6 до 16 МН соответственно). В смысле деформационных перемещений (ордината, мм) на коленчатом валу (кривая *UZ crank*) пресс ведет себя линейно во всем диапазоне нагружения. Это указывает на его большую общую прочность. Масштабного пластического течения не происходит.

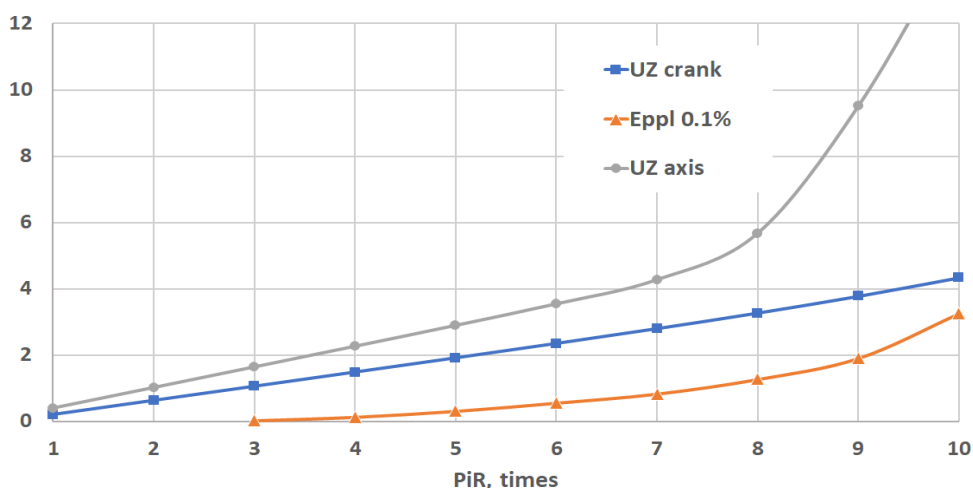


Рис. 7. Влияние кратности перегрузки (показатель PiR по абсциссе) на деформационные перемещения (мм) шейки коленвала (UZ crank) и оси ползуна (UZ axis), а также на эквивалентную пластическую деформацию  $\varepsilon_{pl}$  0,5 на средней галтели коленвала

Кривая деформационного перемещения оси шатуна **UZ axis** резко поднимается вверх после *ПуР-7*. Это соответствует началу сквозного пластического течения в оголовке шатуна. Подтверждается, что шатун выступает в данной конструкции пресс-автомата в качестве «жертвенной» детали (*sacrificed structural part*). Возникающий на его оголовке пластический шарнир поглощает выше *ПуР-8* энергию сбойного нагружения.

Кривая **Eppl 0,1 %** показывает (в десятых долях процента) пластическую деформацию стали, накопленную на средней галтели коленвала. Локальное пластическое течение в этом ОПД стартует при трехкратном перегрузении пресса (*ПуР-3*). На рис. 7 видно, что при двукратном перегрузении (*ПуР-2*) пластических деформаций нет. Нагружение пресса-автомата является полностью упругим даже в локальных концентраторах напряжений.

Согласно кривой **Eppl 0,1 %** накопление пластической деформации на галтели идет линейно до *ПуР-6*, *ПуР-7*. Далее угол наклона кривой возрастает. Следовательно, локальное пластическое деформирование коленвала ускоряется и выходит за безопасные рамки.

Итак, несущая система пресса-автомата показывает способность выдерживать неограниченное число циклов при номинальном нагружении (многоцикловая усталость почти отсутствует). Двух-, трехкратная перегрузка допустима. Она не оставляет пластических следов. Автофретирование в безопасных границах (до  $\varepsilon_{pl} \leq 0,5\%$ ) происходит приблизительно между *ПуР-3* и *ПуР-5*, *ПуР-6*. Перегрузение более, чем в 6 раз ведет к опасной малоцикловой усталости коленвала и сминанию оголовка шатуна. Эти режимы не допустимы.

#### **Выводы:**

1. Несущая система НС пресса-автомата для обоих структурных вариантов – *СИВ* и *НИВ* – является достаточно прочной. Все детали НС способны выдерживать многоцикловое нагружение при номинальных рабочих распорных силах до 1,6 МН (*ПуР-1*).

2. Наиболее податливой деталью НС является коленчатый вал. Галтели на буртиках вала являются концентраторами изгибных напряжений при распоре пресса во время в. м. т.

3. Пресс выдерживает спорадические перегрузки из-за упора пуансона в препятствие в канале прессования. При перегрузках до 3-х раз (*ПуР-3*; 4,8 МН) НС работает упруго.

4. Перегрузка в 6 раз (*ПуР-6*; 9,6 МН) является предельно допустимой. Формы деталей КПМ сохраняются. Однако, на буртиках коленвала появляются локализованные очаги пластической деформации. Ожидается эффект автофретирования.

5. При перегрузке НС пресса выше *Лип-6* оголовок шатуна берет на себя роль пластического предохранителя. Объемная пластическая деформация в нем поглощает кинетическую энергию КПМ. Оголовок шатуна превращается в пластический шарнир.

6. Для предотвращения пластического повреждения коленвала его галтели и буртики рекомендуется поверхностно упрочнить, например, ХТО или лазерной закалкой.

7. Для несущей системы пресса не требуется общий редизайн. Рекомендуется рассматривать оголовок шатуна как пластический предохранитель и оптимизировать для этой функции его дизайн (например, сделать оголовок сборным).

## ЛИТЕРАТУРА

1. Zienkiewicz, O. C. and Taylor, R. L. (2000) The finite element method. Butterworth-Heinemann, vol. 1: Basis. Oxford.

2. Довнар С. С., Якимович А. М. Прочностной виртуальный аудит и реновация крупногабаритных пеллетных прессов. – Минск – Шанхай – Чанчунь: стратегия прорывного сотрудничества: сборник материалов научно-практической конференции (Минск, 21 апреля 2022 г.) / Белорусский национальный технический университет. – Минск: БНТУ, 2022. С. 116–119. ISBN 978-985-583-755-9. <https://rep.bntu.by/handle/data/111591>.

3. Stanislaw Dounar, Alexandre Iakimovitch, Katsiaryna Mishchanka, Andrzej Jakubowski, and Leszek Chybowski. (2020) FEA Simulation of the Biomechanical Structure Overload in the University Campus Planting. Applied Bionics and Biomechanics, Volume 2020, Article ID 8845385. <https://doi.org/10.1155/2020/8845385>.

4. Dounar, S., Iakimovitch, A. & Jakubowski, A. (2021) Finite element analysis of the dynamically created portal in the huge machine tool of “travelling column” type. Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin, Zeszyty Naukowe Akademii Morskiej w Szczecinie, 2021, 65 (137) <https://doi.org/10.17402/458>.

5. Jan A. Konig. Shakedown of Elastic-Plastic Structures. Elsevier, 1987.

6. Dixit, U., Kamal, S., Shufen, R. (2020). Autofrettage Processes. Boca Raton: CRC Press, <https://doi.org/10.1201/9780429425431>.

7. Dounar S., Iakimovitch A., Shirvel P., Jakubowski A., Chybowski L., Tanishq J. M., Penkina A. FEA-audit and local redesign of practice-proved laboratory centrifuge machine (2022) - Теоретическая и прикладная механика: международный научно-технический сборник / Белорусский национальный технический университет; редкол.: Ю. В. Василевич (пред. редкол., гл. ред.). – Минск: БНТУ, 2022. – Вып. 36. – С. 66–75. <https://rep.bntu.by/handle/data/110978>.

8. You Lv, Liqun Lei, and Lina Sun, “Influence of different combined severe shot peening and laser surface melting treatments on the fatigue performance of 20CrMnTi steel gear,” Materials Science and Engineering A, vol. 658, pp. 77–85, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2016.01.050>.

*Поступила 03.10.2022*

**УДК 539.3**

**Дудяк А. И., Хвасько В. М., Дикан Ж. Г.**

### **ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАСАТЕЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ КРУЧЕНИИ СТЕРЖНЯ ИЗ ДВУХ РАЗНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

*В статье рассматривается стержень круглого поперечного сечения, выполненный из двух разнородных материалов. Исследуются напряжения и деформации, возникающие при кручении данного стержня.*

Приводятся формулы для расчета касательных напряжений и углов закручивания стержня с учетом разнородности материалов. Сделано заключение о влиянии разнородности материалов на распределение касательных напряжений по сечению вала в зоне сопряжения материалов.

В классическом курсе сопротивления материалов кручение рассматривается как такой вид деформации стержня, при котором в его поперечных сечениях возникают только крутящие моменты, а все остальные внутренние силовые факторы (изгибающие моменты, поперечные и продольные силы) равны нулю [1, с. 108]. При этом рассматриваются только стержни круглого поперечного сечения, которые называются валами [2, с. 231]. Деформации кручения возникают при вращении валов машин, закручивании болтов и др.

Для определения напряжений и деформаций на участках вала, необходимо уметь определять значение величин внутренних крутящих моментов, действующих на рассматриваемых участках. Для этого используется метод сечений, с помощью которого затем строится диаграмма изменения крутящих моментов по длине стержня – эпюра крутящих моментов [3].

Рассмотрим стержень, составленный из двух разнородных материалов и прочно соединенных друг с другом. Центральный стержень выполнен в виде сплошного цилиндра и изготовлен из материала с модулем сдвига  $G_1$ . Наружный стержень изготовлен в виде полого цилиндра из материала с модулем сдвига  $G_2$ . В дальнейшем условимся, что  $G_1 > G_2$  (рис. 1). В этом случае оба стержня при кручении будут работать как единое целое.

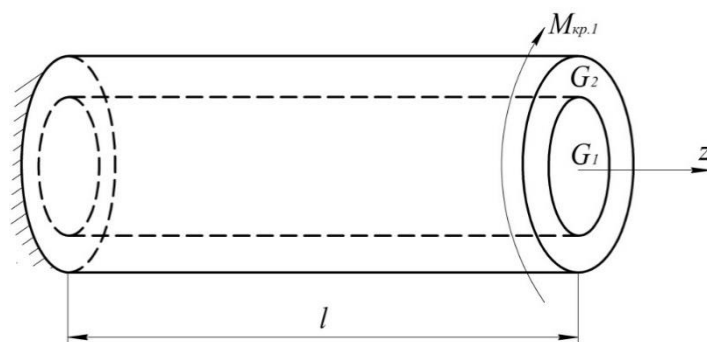


Рис. 1. Цилиндрический стержень, выполненный из двух разнородных материалов, под действием крутящего момента  $M_{кр.1}$

Нагрузим стержень с торца крутящим моментом  $M_{кр.1}$ . Тогда в поперечных сечениях стержня возникает внутренний крутящий момент  $m_z$ , представляющий собой равнодействующий момент внутренних силовых факторов [1, с. 110]. При этом применим гипотезу плоских сечений [2, с. 232].

Выделим из центральной части вала кольцевое сечение элементарной длины  $dz$  и радиусом кривизны  $\rho_1$ , материал которого имеет модуль сдвига  $G_1$  (рис. 2, а). При этом под действием крутящего момента правое кольцевое сечение поворачивается относительно левого на угол  $d\varphi$ . Образующая поверхность цилиндра  $MN$  поворачивается на угол  $\gamma_1$  и занимает положение  $MN'$ . При приближении слоев к оси стержня угол  $\gamma_1$  уменьшается, и на самой оси он будет равен нулю.

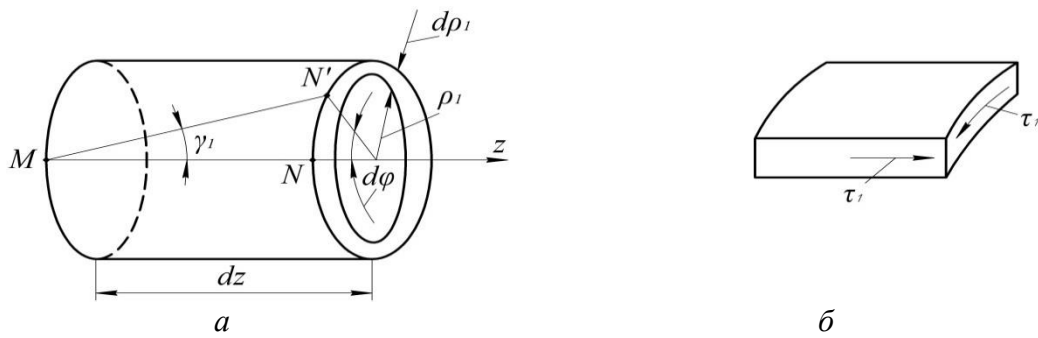


Рис. 2. *a* – кольцевое сечение вала элементарной длины  $dz$  для материала с модулем сдвига  $G_1$ ; *б* – касательные напряжения  $\tau_1$ , возникающие в данном слое цилиндра

Получим связь между углом сдвига и углом закручивания для данного слоя цилиндра:

$$\gamma_1 = \rho_1 \frac{d\varphi}{dz}. \quad (1)$$

На основании закона Гука при чистом сдвиге [2, с. 235] определим величину касательного напряжения  $\tau_1$ , возникающего в рассматриваемом слое цилиндра (рис. 2, б):

$$\tau_1 = G_1 \cdot \gamma_1 = G_1 \cdot \rho_1 \frac{d\varphi}{dz}. \quad (2)$$

Аналогичным образом можно получить формулы для нахождения касательных напряжений  $\tau_2$  в кольцевом сечении вала элементарной длины  $dz$ , радиусом кривизны  $\rho_2$ , материал которого имеет модуль сдвига  $G_2$ :

$$\tau_2 = G_2 \cdot \gamma_2 = G_2 \cdot \rho_2 \frac{d\varphi}{dz}. \quad (3)$$

Полный крутящий момент  $m_z$ , действующий в сечениях вала, можно представить как сумму элементарных моментов, действующих в каждом его слое:

$$m_z = \int_{A_1} \tau_1 \cdot \rho_1 \cdot dA_1 + \int_{A_2} \tau_2 \cdot \rho_2 \cdot dA_2, \quad (4)$$

где  $A_1, A_2$  – площади слоев цилиндра из различных материалов с модулями сдвига  $G_1$  и  $G_2$ , соответственно;

$dA_1, dA_2$  – элементарные площади тех же слоев цилиндра.

Подставим выражения (2), (3) в формулу (4):

$$m_z = G_1 \cdot \frac{d\varphi}{dz} \int_{A_1} \rho_1^2 \cdot dA_1 + G_2 \cdot \frac{d\varphi}{dz} \int_{A_2} \rho_2^2 \cdot dA_2. \quad (5)$$

В выражении (5) интегралы  $\int_{A_1} \rho_1^2 \cdot dA_1$  и  $\int_{A_2} \rho_2^2 \cdot dA_2$  представляют собой полярные моменты инерции  $I_{\rho_1}$  и  $I_{\rho_2}$  отдельных частей вала [4, с. 54]. Поэтому формулу (5) можно представить в виде:

$$m_z = (G_1 I_{\rho_1} + G_2 I_{\rho_2}) \frac{d\varphi}{dz}, \quad (6)$$

или

$$m_z = (GI_{\rho})_{np} \cdot \frac{d\varphi}{dz}, \quad (7)$$

где  $(GI_{\rho})_{np} = G_1 I_{\rho_1} + G_2 I_{\rho_2}$  – приведенная жесткость поперечного сечения вала.

Из выражения (7) следует:

$$\frac{d\varphi}{dz} = \frac{m_z}{(GI_{\rho})_{np}}. \quad (8)$$

Подставив выражение (8) в зависимости (2) и (3), окончательно получим формулы для определения касательных напряжений в отдельных частях сечения вала:

$$\tau_1 = \frac{m_z G_1}{(GI_{\rho})_{np}} \cdot \rho_1, \quad \tau_2 = \frac{m_z G_2}{(GI_{\rho})_{np}} \cdot \rho_2. \quad (9)$$

Если вал состоит из нескольких отдельных частей разнородных материалов, то выражение для определения касательных напряжений в любом слое стержня можно выразить в виде формулы:

$$\tau_i = \frac{m_z G_i}{(GI_{\rho})_{np}} \cdot \rho_i, \quad (10)$$

где  $G_i$  – модуль сдвига материала слоя, в котором определяют величину касательных напряжений;

$\rho_i$  – радиус кривизны слоя материала с соответствующим модулем сдвига  $G_i$ .

Условием статической прочности вала следует считать такое условие, когда максимальные касательные напряжения не превосходят допускаемых напряжений для любого материала слоя [2, с. 238].

Согласно формулам (9) на рис. 3, б приведено распределение касательных напряжений по сечению вала. Как видно из рис. 3, б, касательные напряжения по сечению вала изменяются по линейному закону и в зоне сопряжения разнородных материалов эпюра напряжений терпит разрыв.

Полярный момент инерции части вала сплошного поперечного сечения определяют из формулы [4, с. 54]:

$$I_{\rho 1} = \frac{\pi d_1^4}{32}, \quad (11)$$

где  $d_1$  – диаметр сплошного цилиндра, изготовленного из материала с модулем сдвига  $G_1$  (рис. 3, а).

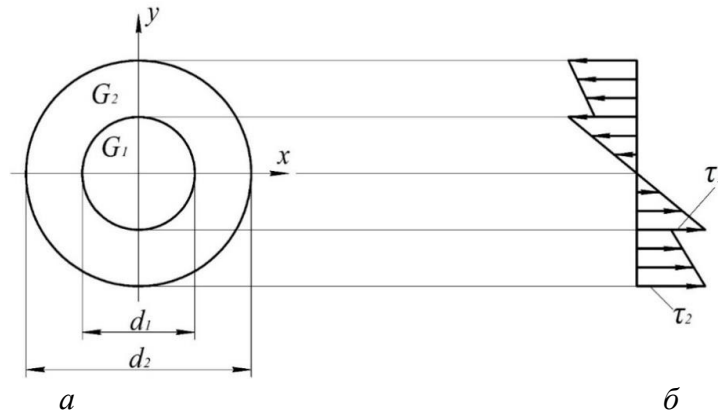


Рис. 3. а – поперечное сечение вала, состоящее из двух разнородных материалов; б – эпюра распределения касательных напряжений по высоте сечения вала

Формула для определения полярного момента инерции полого вала имеет вид [4, с. 54]:

$$I_{\rho 2} = \frac{\pi d_2^4}{32} - \frac{\pi d_1^4}{32} = \frac{\pi d_2^4}{32} (1 - c^4), \quad (12)$$

где  $d_2$  – наружный диаметр полого цилиндра, изготовленного из материала с модулем сдвига  $G_2$  (рис. 3, а);

$c = \frac{d_1}{d_2}$  – отношение внутреннего и наружного диаметров того же полого цилиндра.

Для определения деформации вала при кручении воспользуемся формулой (8), которую преобразуем к виду:

$$d\varphi = \frac{m_z \cdot dz}{(GI_{\rho})_{np}}. \quad (13)$$

Интегрируя полученную формулу (13) в пределах от 0 до  $l$ , найдем полный угол закручивания участка вала:

$$\varphi = \frac{m_z \cdot l}{(GI_{\rho})_{np}}, \quad (14)$$

где  $l$  – длина вала.

На практике, кроме требований прочности, часто вводится условие жесткости, которое заключается в том, что относительный угол закручивания не должен превышать определенную величину [2, с. 234]:



$$\theta = \frac{\varphi}{l} = \frac{m_z}{(GI_\rho)_{np}} \leq [\theta], \quad (15)$$

где  $[\theta]$  – допускаемый угол закручивания вала.

Формула (15) выражает условие жесткости. В ней относительный и допускаемый угол закручивания на единицу длины имеет размерность – радиан.

В случае если стержень изготовлен из однородного материала, то формулы для определения касательных напряжений (10) и для определения углов закручивания участка вала (14) будут соответствовать известным формулам из курса сопротивления материалов [1–4].

Анализируя эпюру распределения касательных напряжений по сечению вала, представленную на рис. 3, б, можно сделать заключение о том, что разнородность материалов, из которых выполнен вал, вносит существенное влияние на значение касательных напряжений в зоне сопряжения материалов («скачок» эпюры  $\tau$ ). А значит, применение формул классического сопротивления материалов в данном случае не допустимо.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Феодосьев, В. И. Сопротивление материалов / В. И. Феодосьев. – 10-е изд., перераб. и доп. – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 1999. – 572 с.
2. Подскребко, М. Д. Сопротивление материалов: учебник / М. Д. Подскребко. – Минск: Высш. шк., 2007. – 800 с.
3. Сидоров, В. А. Эпюры внутренних силовых факторов методическое пособие к решению задач по механике материалов для студентов машиностроительных специальностей / В. А. Сидоров, Л. Е. Реут, А. А. Хмелев. – Минск: БНТУ, 2012. – 55 с.
4. Старовойтов, Э. И. Сопротивление материалов: учебное пособие для студентов технических вузов / Э. И. Старовойтов. – Гомель: БелГУТ, 1999. – 220 с.

*Поступила 05.04.2022*

## REFERATS

### MECHANICAL ENGINEERING TECHNOLOGY

#### UDK 621.923.793

Akulovich L. M., Miranovich A. V., Misko V. G.

#### METHOD OF SYNTHESIS OF COMBINED METHODS HARDENING OF SURFACES OF PARTS IN A MAGNETIC FIELD

The article describes the method of synthesis of combined methods of hardening the surfaces of parts in a magnetic field, based on the analysis of known methods of processing according to generalized compatibility criteria and taking into account the proximity of the basic parameters of the kinematics of processes, as well as the similarity of physico-chemical mechanisms of combined methods of coating, removal of the base material and modification of the surface layer. Magnetic-electric hardening and magnetic-abrasive treatment are accepted as the main hardening technologies on which the combined methods are based. The results of experimental studies of productivity and individual indicators of surface quality in the implementation of combined methods of coating and finishing treatment are presented.

#### UDK 621.923.6

Azhar A. V., Minasyan G. O., Osadchiy E. N., Ishkulo P. Yu.

#### DESIGN AND SHARPENING OF GEAR CUTTING MODULAR MILLS BASED ON THE ANALYSIS OF THE 3D MODEL OF THE OPERATION

It is shown that cylindrical profiled grinding wheels provide the highest productivity of the operation of grinding the back surface of the teeth of profile (shaped) cutters. The maximum diameter of the grinding wheel depends on the required length of the part of the tooth to be sharpened and is limited by the condition of cutting into the adjacent tooth. It has been established that the accepted method for calculating the diameter of the grinding wheel does not provide the conditions for optimal sharpening of the milling cutter, and also does not take into account a number of its design parameters. The proposed method of 3D modeling of the backing operation provides more opportunities for optimizing the milling cutter sharpening technology and tool design at the design and preproduction stages.

#### UDK 674.059:621.793

Verameichyk A. I., Onysko S. R., Khvisevich V. M.

#### INCREASING THE WEAR RESISTANCE OF THE CRUSHING TOOL AFTER SURFACE PLASMA QUENCHING

Abstract: the paper considers the process of surface plasma hardening of the cutting part of the knives of a crushing plant, its modeling is carried out using the ANSYS Workbench computing complex and optimal processing modes are selected. Full-scale production tests of the wear resistance of knives were carried out, their relative wear after volumetric and surface plasma hardening was determined using AutoCAD and SolidWorks computer modeling software packages, as well as a complex with a Mistral 070705 laser surface scanning by BROWN & SHARPE.

#### **UDC 621. 91. 04**

Danilov V. A., Chepurnoy A. A.

#### **FORMING PROCESSING OF CIRCULAR SCREW SURFACES OF ROTORS OF SINGLE-SCREW PUMPS**

The method of shaping and the scheme of mechanical processing of a circular helical surface for the manufacture of pump rotors are substantiated. The kinematic structure of the machine tool for their processing is considered, its correspondence to the kinematic structure of the lathe-relieving machine is shown. A technology for processing the rotors of single-screw pumps by cutting and surface plastic deformation on this machine has been developed and implemented.

#### **UDC 621.793**

Devoino O. G., Kasyakova I. M., Kardapolava M. A.

#### **ON THE MICROSTRUCTURE, MICROHARDNESS AND WEAR BEHAVIOR OF GRAY CAST IRON SURFACE LAYER AFTER LASER STRENGTHENING**

The paper describes the efficiency of laser hardening of GJL200 gray cast iron. The main properties of gray cast iron surface layer during laser hardening, including microstructure, microhardness, tribological properties and wear resistance were compared with the properties of cast iron in the initial state. It was found that laser hardening with the right choice of the speed and diameter of the laser beam provides a five- to tenfold increase in the wear resistance of gray cast iron as compared to the initial state. Appropriate choice of values of speed and diameter of the laser beam provides stable and low friction coefficients and a very significant increase in wear resistance as compared to the values achieved for cast iron in the initial state.

#### **UDC 621.793.72:533**

Devoino O. G., Kardapolava M. A., Kasyakova I. M., Bolduyeva A. A., Pogudo E. V.

#### **MICROSTRUCTURE AND ANALYSIS OF PHASE COMPOSITION OF COATINGS FROM MECHANICAL MIXTURES OF NICKEL-BASED ALLOY PG-12N-01 AND TUNGSTEN, CHROMIUM AND BORON CARBIDES**

The microstructure and phase composition of coatings of mechanical mixtures based on the PG-12N-01 alloy deposited by plasma spraying and melted by laser heating has been studied. It has been established, that during laser melting, a dendritic fine-dispersed structure with dendrites of the 1st and 2nd order, characteristic of the layers treated with laser radiation, is formed, between the branches of which a low-melting eutectic crystallizes, reducing the melting temperature of the alloy. X-ray diffraction analysis showed that a nonequilibrium structure of the  $\gamma$ -nickel solution is formed, supersaturated with alloying elements and a strengthening phase, mainly in the form of nickel and chromium borides. Such a composition of the coating makes it possible to vary the complex of physico-mechanical characteristics over a wide range.

#### **UDC 621.793.74**

Dyachenko O. V., Kardapolova M. A.

#### **FEATURES OF THE INFLUENCE OF LASER TREATMENT AND ALLOYING ON THE TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS AND PHASE COMPOSITION OF IRON-BASED COATINGS**

The influence of the parameters of laser processing and alloying of iron-based coatings on the coefficient of friction under friction conditions without and with a lubricant has been studied. Changes in the phase composition of coatings are investigated depending on the method of reflow and processing modes.

**UDC 621.78; 621.179.2**

Kane M. M., Kraiko S. E., Ramanovich A. A.

**INFLUENCE OF LASER HARDENING CONDITIONS ON THE ROUGHNESS OF THE WORKING SURFACES OF CUT-OUT STAMPS**

The article shows the relevance of laser hardening of the working surfaces of die-cutting dies and studies of the technological capabilities of this process for various conditions of its implementation and characteristics of hardened surfaces. In addition to the requirements for their flexural, tensile and shear strength, the dies and punches of die-cutting dies have requirements for their wear resistance, since during their operation there is friction of the working edges of the punches and dies on the material being stamped. Along with an increase in the hardness of the surfaces of the working elements of the stamps, which occurs during their laser hardening, a decrease in the roughness of these surfaces also contributes to an increase in their wear resistance. This article presents some results of our study of the effect of the laser radiation energy density  $q$ ,  $\text{J/mm}^2$ , thickness  $t$ , microns of the light-absorbing coating applied to the hardened surfaces before their laser hardening, and the overlap coefficient  $K_{\text{per}}$  of laser tracks applied to the hardened surface, on the roughness parameter  $R_a$ , microns of the hardened surface.

**UDK 621.762:621.921**

Senyut V. T., Parnitskiy A. M., Val'kovich I. V., Zhornik V. I.

**OPTIMIZATION OF THE PROCESS FOR OBTAINING A SUPERHARD MATERIAL BASED ON CUBIC BN SYNTHETIZED FROM WURTZITE BN WITH ALUMINUM ADDITIONS**

A mathematical model of the technological process of synthesis under conditions of high pressures and temperatures of a polycrystalline superhard material based on cubic boron nitride (cBN) has been developed. The superhard material was obtained on the basis of wurtzite BN (wBN) powder modified with aluminum, which is the initiator of the wBN→cBN phase transformation process. As a result of modeling, the boundary P, T-parameters of a superhard material synthesis and the required amount of aluminum additive are calculated. It is determined that the synthesis of a material with a hardness of 28–30 GPa is carried out at pressures of 5–7 GPa in the temperature range of 2100–2250 °C, and the amount of Al is 7,5–10,0 wt.%.

## **SCIENCE OF MACHINES**

**UDK 620.178; UDC 621. 81: 621 - 192; UDC 681.3.06: 629.114.2**

Kapusta P. P., Mukha A. S., Veres A. I.

**TECHNOLOGY AND EQUIPMENT FOR ASSEMBLING TRUCK CHASSIS FRAMES BY COLD RIVETING METHOD**

The article contains current and useful information for specialists about the technology and equipment for assembling truck chassis frames by cold riveting (spars and crossbars, various brackets, etc. elements).

The materials are generalization of the best practices of foreign and domestic automotive industry, as well as the frames of trucks of the Minsk Automobile Plant introduced into mass production, the results of the authors' own research. Replacing the previously used hot riveting with a cold one allowed to increase the resource in kilometers of mileage by at least 3 times with a probability of non-destruction of 0.95. The application of the proposed method allowed to reduce the number of expensive bolted joints with high-strength bolts of imported production.

The results obtained in this area can be useful for the development of research on design and technological reliability at the stage of creating prefabricated load-bearing structures, the methodology of their resource design, which is a necessary condition for improving the quality and competitiveness of trucks.

**UDK 620.178; UDC 621. 81: 621 - 192; UDC 681.3.06: 629.114.2**

Kapusta P. P., Gorko E. A., Starostin Y. A., Kazerskyi A. A., Franckewitc A. I.

**TECHNOLOGY AND EQUIPMENT FOR THE PRODUCTION OF BENT PARTS OF LOAD-BEARING CHASSIS STRUCTURES OF HEAVY-DUTY VEHICLES**

The main technological tasks of processing materials by pressure in the production of load-bearing structures of heavy-duty vehicles are characterized: expanding the scope of application by replacing cast and forged parts; widespread due to the simple design of the tool; reducing material costs by using precise workpieces (without further machining of parts), rational cutting; increasing productivity through mechanization and automation of processes.

The equipment and tools used for the production of load-bearing structures of heavy-duty vehicles are considered. The information used on the characteristics of the equipment and the materials used was obtained on the basis of an analysis of manufacturers. The article contains relevant and useful information about the technology and equipment for the production of cold-bent parts (spars and crossbars of frames, various brackets, elements of drive axles, axles, platforms, etc.) of heavy-duty chassis. The materials are a generalization of the best practices of foreign and domestic automotive industry in this area and can be useful for the development of research on design and technological reliability at the stage of creating prefabricated load-bearing structures, the methodology of their resource design, which is a necessary condition for improving the quality and competitiveness of trucks.

**UDK 620.178; UDC 621. 81: 621 - 192; UDC 681.3.06: 629.114.2**

Kapusta P. P., Leonenko A. G.

**THE COMPLEX TASK OF DEVELOPING PROMISING DRIVING BRIDGES OF TRUCKS WITH CONTROLLABLE RELIABILITY CHARACTERISTICS**

The article contains information about the classification, designs, modern methods of design and technological support of the reliability of the drive axles of heavy vehicles. The team of authors specializes in the field of reliability research, resource design, development of technologies for the production of promising load-bearing systems of trucks. The materials are a generalization of the advanced experience of foreign and domestic automotive industry, as well as the Minsk Automobile Plant truck drive axles introduced into mass production, the results of the authors' own developments in this field and can be useful for the development of research on design and technological reliability at the stage of creating leading bridges of promising designs, the methodology of their resource design, which is a necessary condition for improving the quality and competitiveness of automotive equipment.

# MECHANICS OF DEFORMABLE SOLIDS

## UDK 539.3

Vasilevich Yu.V., Ostrikov V. O., Ostrikov O. M.

STATICS AND DYNAMICS OF THE AUSTENITE/MARTENSITE INTERFACES IN A PRISMATIC FERROMAGNETIC SINGLE CRYSTAL WITH SHAPE MEMORY EFFECT IN A RIGID EMBDDING AND MAGNETIC

A static problem is solved for a prismatic ferromagnetic monocrystal with a shape memory effect, which is rigidly embedded in a magnetic field. It is shown that in order to balance the force acting from the magnetic field on the interface, a balancing force must arise at the free end of the crystal. The dynamic problem for the austenite/martensite interface in a magnetic field has been solved.

## UDK 539.3

Vasilevich Yu.V., Ostrikov V. O., Ostrikov O. M.

STATICS AND DYNAMICS OF THE AUSTENITE/MARTENSITE INTERFACES OF A MARTENSITE INTERLAYER IN A LOADED PRISMATIC FERROMAGNETIC SINGLE CRYSTAL WITH A SHAPE MEMORY EFFECT IS IN A RIGID EMBDDING

The static and dynamic problem is solved for a loaded prismatic single crystal with a shape memory in a rigid embedment with a martensite layer in it. It is shown that in the static equilibrium of the martensite interlayer under this loading scheme, forces of the opposite sign act in the planes of the austenite/martensite interface. In this case, the change in the width of the martensite layer depends linearly on the difference in the velocities of the interfaces.

## UDK 539.3

Vasilevich Yu. V., Ostrikov O. M.

THE ROLE OF INELASTIC FORCES IN THE FORMATION OF RESIDUAL EDGE WELGE-SHAPED NANOTWINS

The equilibrium condition for an edge nanotwin is obtained in the presence of inelastic forces. It is shown that the presence of internal friction forces is necessary to ensure the possibility of the existence of a residual nanotwin in a deformed solid.

## UDK 621.9.011:517.962.1

Dounar S. S., Iakimovitch A. M.

FEA OF POST-RESONANT PORTAL MACHINE TOOL CONCEPT

Heavy subtitle "Gantry"-type portal machine concept is proposed. Design solution simulated by FEM. The grouping of all significant resonance peaks into 12–35 Hz interval is achieved. Post-resonant frequency interval is cleared for precise cutting according HSM techniques. Spindle stiffness is assured by post-resonant rigidity effect. The concept needs high-speed portable main drive and some space for machine tool reconfiguration.

## UDK 621.9.011:517.962.1

Dounar S. S., Lapuka A. D.

FEA OF THE HISTORICAL ASINELLI TOWER'S LOAD-BEARING SYSTEM AS RATIONAL SAMPLE FOR COMPOSITE COLUMN DESIGN

Static FEA of a load-bearing system for well-known Asinelli tower is provided. Three-layer model "outer brick–filling–inner brick" is used for historic tower walls. So outer and inner brick shells are modelled. Composite structure is simulated by means of vertical and horizontal contact pairs in bonded statuses.

Gravity force, leaning of tower at  $1.5^\circ$  and hurricane wind pressure (600 Pa) are taken to create series of load cases. Embracing terrace and underground oak pile massive were represented in the geometry model. Frictional contact pair is created between the tower brick trunk and the selenite basis. That horizontal interface (TBI) is shown as key place for whole structure. Contact pressure pictures reveal the “75 %-norm” concerning to higher compression of bricks in comparison with a filling. Slight stress concentration ( $<1.3$  times) at the TBI corners is depicted.

Stress state harmonization between outer and inner brick shells is revealed. Equal compression stress margins for bricks and filler are discovered. Junctions between tower sections (TBI firstly) are accompanied with moderate compression stress concentrations ( $<1,3$  times).

Hurricane wind itself isn't able to produce tension stress in any part of the tower. So crack propagation is suppressed. Tower leaning is much more dangerous loading. Combination of gravity, leaning at  $1.5^\circ$  (at the west) and concurrent wind puts the tower in the stability margin. Leeward corners of TBI become compressed up to  $-2,53$  MPa (only  $-4$  MPa is allowed). Windward side of TBI preserves only small part ( $-0,32$  MPa) of initial compression ( $-1,26$  MPa). Danger of TBI opening is near. Such stress state situation is the maximum allowable one.

### **UDK 621.9.011:517.962.1**

Dounar S. S., Iakimovich A. M., Iatskevich O. K., Fedorets A. V., Reznik S. V.

#### **FEM-AUDIT OF THE LOAD-BEARING SYSTEM FOR HUGE PELLET AUTOMATIC PRESS**

Static elastic-plastic FEA of a load-bearing system for bulky pellet press is provided. Load cases from nominal moving-apart force level (1,6 MN) up to tenfold overloading are simulated. Casted and welded variants of casing design are modelled.

Balanced design of historical machine is stated. There are not vast stress concentrators. Some pellet press exemplars are withstanding fatigue for half of century doing about 40 million loading cycles per year. The crankshaft is the most flexible part of the press. Load-bearing system stays fully elastic up to three-fold overloading. Further occasional growth of moving-apart forces leads to local plastic deformation at the crankshaft's steps. It is the case of shake-down and local autofrettage. Six-fold overload is allowable for the press. Obvious consequences of more severe overloading are blocked by “plastic joint” creation in the conrod's slider end.

Effects of fatigue and ratcheting are discussed. Ring-shape heat treatment of the crankshaft steps is recommended as well as redesign of the conrod's slider end.

### **UDK 539.3**

Dudyak A. I., Khvasko V. M., Dikan Zh. G.

#### **DETERMINATION OF TANGENT STRESSES AND STRAINS UNDER TORSION OF A ROD MADE FROM TWO DIFFERENT MATERIALS**

The article considers a rod with a circular cross section made of two dissimilar materials. The stresses and strains arising from the torsion of this rod are investigated.

Formulas are given for calculating the shear stresses and angles of twist of the rod taking into account the heterogeneity of materials. A conclusion is made about the influence of heterogeneity of materials on the distribution of shear stresses over the shaft cross section in the area of mating materials.

Научное издание

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ  
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**MASHINOSTROENIE**

THE REPUBLICAN INTERDEPARTMENTAL  
COLLECTION OF THE SCIENTIFIC WORKS PROCEEDINGS

Выпуск 34

Ответственный за выпуск *О. К. Яцкевич*  
Компьютерная верстка и дизайн обложки ВЦ МСФ

Подписано в печать 10.02.2023. Формат 60×84 <sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бумага офсетная. Ризография.  
Усл. печ. л. 23,33. Уч.-изд. л. 21,82. Тираж 50. Заказ 58.

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.