

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 27

Минск  
БНТУ  
2013

621.7

УДК 621.002(082)

ББК 34.4

М38

Сборник основан в 1976 году

Главный редактор **В.К. Шелег**

Редакционная коллегия:

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

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

## СОДЕРЖАНИЕ

<b>ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ .....</b>	<b>5</b>
Антонюк В.Е., Николаенкова И.Н., Дечко Э.М., Рудый В.В. ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ЧЕРВЯЧНЫХ ФРЕЗ С МОДИФИЦИРОВАННЫМИ ПРОФИЛЯМИ.....	5
Галилеев А.Г., Баршай И.Л. ВЛИЯНИЕ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ИЗНОС СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ.....	10
Дечко Э.М., Ивашин Э.Я., Воронович А.В. РАЗРАБОТКА 3D МОДЕЛИ ШНЕКОВОГО СВЕРЛА .....	14
Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Луцко Н.И., Ковальчук А.А. МИКРОТВЕРДОСТЬ ОДНОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ ИЗ САМОФЛЮСУЮЩЕГОСЯ СПЛАВА НА ОСНОВЕ НИКЕЛЯ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКИ .....	18
Кане М.М., Медведев А.И., Иванов Б.В. ИЗМЕНЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ПРИ ИХ ШЛИФОВАНИИ КОНИЧЕСКИМ ДВУХСТОРОННИМ КРУГОМ.....	24
Кобяков О.С., Спиридонов Н.В., Кукин С.Ф., Бузун Е.Л. ЛАЗЕРНОЕ УПРОЧНЕНИЕ ФРИКЦИОННЫХ МЕХАНИЗМОВ УЗЛОВ СЦЕПЛЕНИЯ ТРАКТОРА «БЕЛАРУС» .....	28
Колесников Л.А. УЧЕТ ЗАПАЗДЫВАНИЯ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ОТ ТОЛЩИНЫ СРЕЗА ПРИ МАТЕМАТИЧЕСКОМ МОДЕЛИРОВАНИИ .....	33
Кривко Г.П., Филонов И.П., Мусихина С.Г. РЕГУЛЯРНЫЙ МИКРОРЕЛЬЕФ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПОДШИПНИКОВ, Понижение трения и ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ .....	36
Куликов И.С., Каменев А.Я., Климова Л.А., Глембоцкий А.В., Ширвель П.И. РАЗРАБОТКА И ПРИМЕНЕНИЕ ВЯЗКОЙ КОМПОЗИЦИИ ДЛЯ ДЕЗАКТИВАЦИИ И ОЧИСТКИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ.....	41
Куликов И.С., Каменев А.Я., Климова Л.А., Левчук А.В., Ширвель П.И. ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРОЛИТНО-ПЛАЗМЕННОЙ ПОЛИРОВКИ В ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИКЕ .....	43
Сакович Н.А., Сакович А.А. ВЛИЯНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЙ.....	46
Спиридонов Н.В., Сокоров И.О., Пилецкая Л.И. ЛАЗЕРНЫЙ МЕТОД УПРОЧНЕНИЯ НАПЫЛЕННЫХ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ Ni-Cr-W-Si ПОКРЫТИЙ .....	48
Турейко Д.Н., Баршай И.Л. УПРОЧНЕНИЕ СТАЛЬНЫХ ЗАГОТОВОК ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЕМ.....	51
Фролов И.С., Иващенко С.А., Гречихин Л.И., Фролов Ю.И. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ МУЛЬТИСЛОЙНЫХ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ .....	56
Шматов А.А., Девойно О.Г., Жавнерко Г.К. ТЕРМОГИДРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ .....	61
Куптель В.Г. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВИБРАЦИОННОГО ТОЧЕНИЯ.....	66
Шелег В.К., Данильчик С.С. АНАЛИЗ МЕТОДОВ И СПОСОБОВ СТРУЖКОДРОБЛЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ.....	73
Данилов В.А. МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ФОРМООБРАЗУЮЩИХ СИСТЕМ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ МОДУЛЬНОГО ТИПА .....	80
Каштальян И.А. РЕАЛИЗАЦИЯ ФУНКЦИИ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ НЕСТАЦИОНАРНЫМИ ПРОЦЕССАМИ РЕЗАНИЯ НА СТАНКАХ С ЧПУ .....	85

<b>МАШИНОВЕДЕНИЕ, СИСТЕМЫ ПРИВОДОВ И ДЕТАЛИ МАШИН .....</b>	<b>96</b>
Балицкий В.А. ВИБРОИНЕРЦИОННЫЕ ПРИВОДЫ МОБИЛЬНЫХ МАШИН.....	96
Капуста П.П., Швец И.В., Крицкий М.А. РАЗРАБОТКА ПЕРСПЕКТИВНЫХ КОНСТРУКЦИЙ СТАЛЬНЫХ ОПОР ПНЕВМОПОДВЕСОК ПО КРИТЕРИЯМ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ .....	100
Скойбеда А.Т., Бондаренко А.Г., Василенок В.Д. ЭКСПЛУАТАЦИОННАЯ СТАБИЛЬНОСТЬ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО НАТЯЖЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ РЕМНЕЙ.....	104
Романчак В.М., Василенок В.Д. ЭКСПЕРТНЫЕ ОЦЕНКИ МОДЕЛИ ВЫБОРА .....	107
Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н. ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ ОПОРНЫХ БАШМАКОВ НА ДИНАМИКУ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ .....	108
Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н. ПРИМЕНЕНИЕ НЕКРУГЛЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ПРИВОДЕ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ.....	113
Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н. УЛУЧШЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ДВИЖЕНИЯ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ ПРИ СМЕНЕ ОПОРНЫХ БАШМАКОВ.....	117
<b>МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА .....</b>	<b>123</b>
Дудяк А.И., Хвасько В.М. АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ РЕЖИМОВ ПРИ СИНТЕЗЕ ПОРОШКОВ АЛМАЗА.....	123
Ларченков Л.В., Протасеня О.Н., Протасеня М.Л., Протасеня И.О. МОДЕЛИРОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ СТРУКТУРНОГО ТЕЛА СИЛАМИ ГРАВИТАЦИИ. 1-АЯ ЧАСТЬ .....	126
Ларченков Л.В., Протасеня О.Н., Протасеня М.Л., Протасеня И.О. МОДЕЛИРОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ СТРУКТУРНОГО ТЕЛА СИЛАМИ ГРАВИТАЦИИ. 2-АЯ ЧАСТЬ .....	132
Чигарев А.В., Шукевич Т.В., Ручан М.В. ОЦЕНКА ВРЕМЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ СМЫКАНИЯ БЕРЕГОВ ТРЕЩИНЫ, РАСПОЛОЖЕННЫХ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ТРУБЫ.....	137
Ширвель П.И., Кулак Т.И. МОДЕЛИРОВАНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТРУБОПРОВОДА АЭС.....	140
Гурвич Ю.А., Сафронов К.И. ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ВИРТУАЛЬНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ УПРАВЛЯЕМОСТИ И УСТОЙЧИВОСТИ ДВИЖЕНИЯ МНОГООСНЫХ КОЛЕСНЫХ МАШИН .....	147
Сафронов К.И., Гурвич Ю.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СХЕМЫ ПРИВОДА ВЕДУЩИХ КОЛЕС НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОВОРОТА ДВУХОСНЫХ ШАРНИРНО-СОЧЛЕНЕННЫХ МАШИН ПО КРИТЕРИЯМ УПРАВЛЯЕМОСТИ И УСТОЙЧИВОСТИ.....	152
Василевич Ю.В., Сахоненко В.М., Сахоненко С.В., Горелый К.А., Малютин Е.В. КОЭФФИЦИЕНТЫ ВНУТРЕННЕГО ТРЕНИЯ ДЛЯ ТКАНЕЙ ГЛАДКОГО ПЕРЕПЛЕТЕНИЯ .....	157
Василевич Ю.В., Сахоненко В.М., Сахоненко С.В., Горелый К.А., Малютин Е.В. ОЦЕНКА ПОДАТЛИВОСТИ ПРЕПРЕГОВ ПРИ СЖАТИИ .....	162
Василевич Ю.В., Мойсейчик А.Е., Мойсейчик Е.А. О ВЗАИМОСВЯЗИ УДАРНОЙ ВЯЗКОСТИ СТАЛИ С ДЕФОРМАЦИОННЫМ ТЕПЛООБРАЗОВАНИЕМ В НАДРЕЗЕ .....	168
<b>REFERATS .....</b>	<b>173</b>



# ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

УДК 621.9

Антонюк В.Е., Николаенкова И.Н.<sup>1</sup>, Дечко Э.М.<sup>2</sup>, Рудый В.В.<sup>3</sup>

## ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ЧЕРВЯЧНЫХ ФРЕЗ С МОДИФИЦИРОВАННЫМИ ПРОФИЛЯМИ

1) *Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси,*

2) *Белорусский национальный технический университет,  
Минск, Беларусь*

3) *ОАО «Белорусский автомобильный завод»,  
Жодино, Беларусь*

*Профилирование червячных фрез для обработки деталей с различными профилями возможно на основе теории формообразования, если любой профиль зуба фрезы рассматривать как частный случай червячной фасонной фрезы. Это позволяет выработать единый методологический подход к профилированию инструментов, способствует формализации процесса и использование ЭВМ.*

Различные математические модели при проектировании червячных фрез дают возможность оптимизации конструкции инструментов по определенным критериям, зависящим от заданных условий. Критериями оптимальности для инструмента в большинстве случаев являются элементы профиля и конструкции. Правильный выбор критерия оптимальности является сложной задачей.

Теория профилирования червячных фрез, развивалась в двух направлениях – аналитическом и графическом (графоаналитическом), каждый из которых имеет свои преимущества и недостатки. Профилирование решается, как геометрическая задача на основании теории сопряженных поверхностей. Графические и графоаналитические методы широко применяются при профилировании червячных фрез. Методики проектирования разрабатывались таким образом, чтобы максимально упростить задачу конструктору-инструментальщику и представлялись в виде формуляра последовательных расчетов [1].

Метод математического моделирования при проектировании инструментов является наиболее эффективным как при проектировании новых конструкций инструмента, так и при исследовании взаимосвязей отдельных его элементов и в совокупности с параметрами детали. При «ручном» способе проектирования возможно учитывать особенности расчета фрез для различных профилей деталей, а также применение этих фрез для групп деталей. Такой подход дает удовлетворительные результаты лишь при профилировании фрез для обработки деталей с достаточно изученными профилями. При профилировании фрез с модифицированными профилями это приводит к тому, что изготовленный инструмент не обеспечивает необходимую геометрию детали, нуждается в доработке при внедрении, а иногда вообще оказывается негодным [2].

В современных условиях при возросших требованиях к точности профилирования деталей и повышению производительности такой подход не может удовлетворить практику. Рациональное решение всех вопросов, связанных с исследованием процесса формообразования зубчатых изделий, заключается в разработке общих схем расчета и использовании единообразных аналитических зависимостей. Практика использования основных выводов и положений теории формообразования для решения вопросов профилирования червячных фрез при обработке деталей с различными профилями показала, что эти вопросы могут быть успешно решены лишь в том случае, когда любая фреза рассматривается как частный случай червячной фасонной фрезы. Это удобно в методологическом отношении, позволяет выработать единый подход к решению ряда задач по профилированию, способствует формализации процесса и разрабатывать математические зависимости для последующего программирования [3].

Расчет параметров фрез под последующую обработку с полнопрофильным закруглением головки зуба и с усиком начинается с расчета калибра зуба фрезы (инструментальной рейки)  $S_{\text{но}}$ ,  $h_{\alpha_0}$ ,

исходя из  $S_{\max}$  фрезерования, с обеспечением диаметра впадин зубьев колеса  $d_f$  по типовым методикам. При этом целесообразно вводить проглубление, которое даст возможность менять  $S_{\max}$  фрезерования и предельные отклонения готовой детали и применять фрезы для других зубчатых колес. Полученный в результате расчета калибр зуба фрезы целесообразно приводить к положению  $S_{no} = 0,5 \pi m$  с пересчетом величины головки зуба. Этот способ представления калибра является основным элементом унификации фрез. По такому принципу построен немецкий стандарт DIN 3972 на исходный контур зуборезного инструмента. Представленный таким образом калибр зуба удобно называть «приведенным».

Следующим этапом проектирования назначается толщина усика (протуберанца) фрезы  $n_{yc}$ , ориентируясь на величину поднутрения зуба колеса по чертежу  $n_{dem}$  и величину припуска на сторону зуба под последующую обработку, например, зубошлифование:

$$n_{yc} \geq n_{dem} + 0,5 \Delta w_{cp}, \quad (1)$$

где  $n_{dem}$  - поднутрение, заданное чертежом.

Предварительно назначается радиус закругления зуба фрезы  $\rho_{ao}$ , начиная со значения  $\rho_f$  исходного контура зубчатого колеса [4,5]. Рассчитывается высота головки зуба фрезы, достаточная для того, чтобы в контур головки геометрически вписались назначенные параметры  $n_{yc}$  и  $\rho_{ao}$ :

$$h_{ao} = \frac{0,5 S_{no} \cdot \cos \alpha + n_{yc} - \rho_{ao} (1 - \sin \alpha)}{\sin \alpha} \quad (2)$$

Рассчитываются параметры геометрического пространства для размещения усика для проверки возможности применения назначенной толщины усика  $n_{yc}$ . Если места под усик недостаточно – произойдет срезание активного профиля зубьев колеса у ножки зуба выше предельно допустимой точки. Для расширения пространства под усик, в случае необходимости, уменьшается диаметр впадин колеса  $d_f$  и, соответственно, увеличивается высота головки зуба фрезы  $h_{ao}$  при той же толщине  $S'_{no}$ . В более «узкий» контур головки впишется новый, меньший радиус  $\rho_{ao}$ , который должен быть уточнен по зависимости:

$$\rho_{ao} = \frac{0,5 S_{no} \cdot \cos \alpha + n_{yc} - h_{ao} \sin \alpha}{1 - \sin \alpha}. \quad (3)$$

Диаметр впадин зубьев колеса  $d_f$  и радиус закругления головки фрезы  $\rho_{ao}$  понижают до предельно возможных значений. Если расчетное пространство под усик в результате предпринятых действий все-таки не соответствует назначенной толщине усика  $n_{yc}$ , то уменьшается толщина усика в соответствии с ограничением, которое позволяет место под усик. Величины  $h_{ao}$  и  $\rho_{ao}$  должны быть уточнены по тем же зависимостям с новой толщиной усика. Высота усика также уточняется с обеспечением заданного угла усика и условия  $\rho_l \leq \rho_p$  (или  $d_l \leq d_p$ ).

При расчете фрез одновременно решается задача их унификации. Унификация фрез возможна применительно к конкретному модулю в том случае, если назначен единый исходный контур и применяются единые и постоянные в пределах данного модуля припуски на последующую обработку. При этом целесообразно рассчитанный калибр зуба фрез приводить к единому виду, зависящему только от модуля. В этом случае тогда разница между фрезами будет выражаться только в различных коэффициентах головки зуба  $S_{no} = 0,5 \pi m$  и  $h_{ao} = h_{ao}^* \cdot m$ . Приведенный калибр получают простым пересчетом начального калибра зуба фрезы под конкретную деталь

$$\Delta h_{ao} = \frac{0,5 \pi m - S'_{no}}{2 \tan \alpha}, \quad (4)$$

где  $S'_{no}$ ,  $h_{ao}^*$  – известный калибр зуба фрезы.

Новый приведенный калибр зуба фрезы будет равен:

$$h_{ao} = h'_{ao} + \Delta h_{ao} \quad (5)$$

Разница между фрезами одного модуля выразится только в различных коэффициентах  $h_{ao}^*$ . Приведенные калибры зуба фрез под один и тот же вид обработки должны быть одинаковы при одинаковом исходном контуре зубчатых колес и при одинаковых пропусках на последующую обработку.

Важным условием работы фрезы с протуберанцем является попадание центра радиуса закругления  $\rho_{ao}$  на ось симметрии зуба 0-0, для чего необходимо обеспечить равенство отрезков АБ и СД так, как представлено на рис. 1.

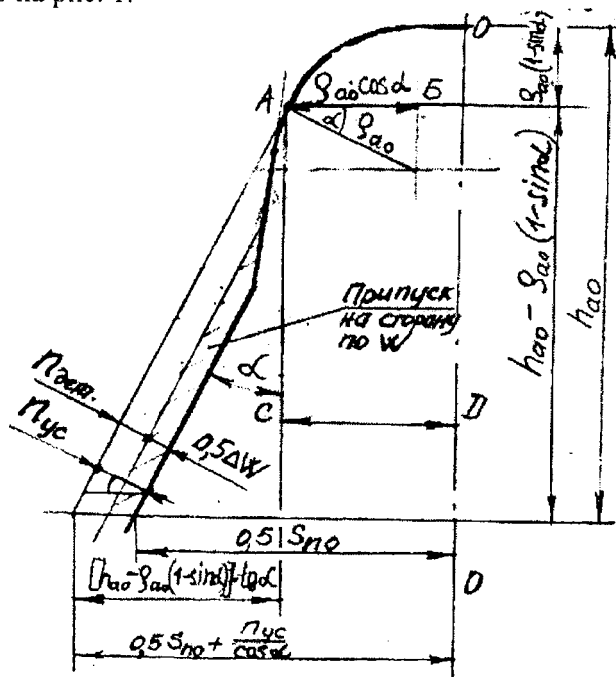


Рис. 1. Определение взаимосвязи между калибром фрезы и радиусом закругления

Из рис. 1. взаимосвязь между калибром фрезы и радиусом закругления определяется как

$$\rho_{ao} \cdot \cos \alpha = 0,5S_{no} + \frac{n_{yc}}{\cos \alpha} - [h_{ao} - \rho_{ao}(1 - \sin \alpha)] \cdot \operatorname{tg} \alpha,$$

$$n_{yc} = n_{dem} + 0,5\Delta W, \quad AB = \rho_{ao} \cos \alpha,$$

$$CD = 0,5S_{no} + \frac{n_{yc}}{\cos \alpha} - [h_{ao} - \rho_{ao}(1 - \sin \alpha)] \cdot \operatorname{tg} \alpha.$$

Значения калибра фрезы  $\rho_{ao}$  и  $h_{ao}$  при нахождении центра на оси симметрии можно определить как

$$\rho_{ao} = \frac{0,5S_{no} \cos \alpha + n_{yc} - h_{ao} \sin \alpha}{1 - \sin \alpha}, \quad (7)$$

$$h_{ao} = \frac{0,5S_{no} \cos \alpha + n_{yc} - \rho_{ao}(1 - \sin \alpha)}{\sin \alpha}, \quad (8)$$

Высота от начальной прямой рейки фрезы до расчетной точки равна  $h_k = h_{ao} - \rho_{ao}(1 - \sin \alpha)$ , где  $h_{ao}$  - начальная высота головки зуба рейки.

Диаметр профиля зуба на зубофрезерной операции, выше которого подрез недопустим, равен

$$d_l = \sqrt{d_a^2 + 4(\rho_p + 0,5W_{cp})^2} \quad (9)$$

Угол профиля зуба на диаметре  $d_l$  равен

$$\cos \alpha_1 = \frac{d_*}{d_1}, \quad \operatorname{inv} \alpha_1 = \operatorname{tg} \alpha_1 - \alpha_1,$$

где  $d_*$  - диаметр основной окружности.

Промежуточные углы:

$$\cos \lambda_1 = \frac{d - 2h_k}{d_1}; \quad \theta_1 = \operatorname{inv} \alpha - \operatorname{inv} \alpha_1; \quad \varphi_1 = \lambda_1 + \theta_1.$$

Расчетная ширина места под усик фрезы в зацеплении «рейка-зубчатый венец» в торцовом сечении колеса

$$e = (0,5d - h_k) \operatorname{tg} \lambda_1 - (0,5d \varphi_1 - h_k \operatorname{tg} \alpha) \quad (10)$$

и по нормали к профилю

$$n_{np} = e \cdot \cos \alpha. \quad (11)$$

Необходимая толщина усика определяется исходя из принятого припуска и должна быть уточнена из условия  $n_{yc} \leq n_p$ . При невыполнении условия необходимо проглубить диаметр впадин  $d_f$ .

Расчет угла усика сводится предварительному назначению  $h_{yc}$ , затем к определению промежуточной величины

$$u = h_{yc} \operatorname{tg} \alpha - \frac{n_{yc}}{\cos \alpha} + \rho_{ao} \operatorname{tg} \left( \frac{0,5\pi - \alpha}{2} \right) \text{ и угла } \alpha \text{ в выражении } \operatorname{tg} \left( \frac{0,5\pi - \alpha}{2} \right) \text{ в радианах.}$$

Следующим шагом определяются вспомогательные углы  $\beta_1, \beta_2$ :  $\sin \beta_1 = \frac{\rho_{ao}}{\sqrt{(h_{yc} - \rho_{ao})^2 + u^2}}$ , если

$\sin \beta_1 \geq 1$  - радиус закругления на вершине зуба не вписывается в параметры усика, то следует изменить параметры усика;

$\sin \beta_2 = \frac{h_{yc} - \rho_{ao}}{u}$ , если  $\sin \beta_2 \geq 1$  - радиус закругления на вершине зуба не вписывается в

параметры усика, следует изменить параметры усика.

Угол усика будет равен

$$\alpha_{yc} = 0,5\pi - \beta_1 - \beta_2, \text{ рад.} \quad (12)$$

При неудовлетворительном угле  $\alpha_{yc}$  изменяют  $h_y$ , принимая во внимание также вопросы унификации фрез и обеспечение радиуса кривизны в нижней точке профиля зуба колеса.

Окончательный профиль модифицированной фрезы с протуберанцем при изготовлении зубчатых колес с использованием зубошлифования приведен на рис. 2.

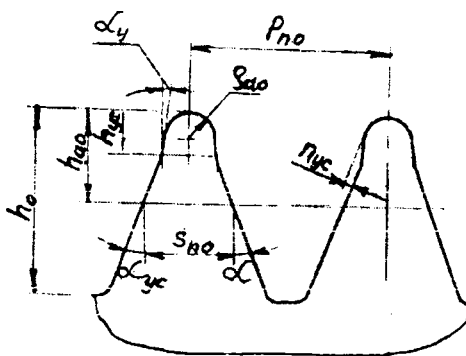


Рис. 2. Профиль фрезы в нормальном сечении

В качестве примера для расчета червячной фрезы с протуберанцем под зубошлифование взята пара зубчатых колес с исходными параметрами, приведенными в таблице 1. В таблице 2 приведены

расчетные параметры унифицированной фрезы, в таблице 3 – результаты проверки использования этой фрезы для фрезерования пары зубчатых колес.

Таблица 1 – Исходные данные для расчета фрезы, мм

Модуль	$m = 10$	
Число зубьев $z$	21	30
Радиус закругления $\rho_f$	4,069	
Глубина поднутрения у ножки зуба готовой детали	$0,3 \pm 0,15$	
Припуск на зубошлифование	0,25	
$W$ на зубофрезерные операции	57,61- 0,1	135,24- 0,1
$S$ фрезерования тах	15,134	25,457
Коэффициент ножки зуба в соответствии с исходным контуром $h_f^*$	1,5	
Диаметр впадин при заданном $h_f^*$	135,1	341,5
Радиус кривизны активного профиля в нижней точке $\rho_p$	20,45	54,54

Таблица 2 – Расчет конструктивных параметров унифицированной фрезы

Модуль	$m = 10$
$\rho_{no}$	31,416
$h_o$	26,0
$S_{no}$	15,708
$h_{ao}$	15,8
$h_{ao}^* = h_{ao}/m$	1,58
$h_{yc}$	5,81
$n_{yc}$	0,6
$\rho_{ao}$	3,9
$\alpha_{yc}$ (справочно)	$8^\circ 0' 17''$

Таблица 3 – Проверка обеспечения основных параметров зубчатых колес после зубофрезерования унифицированной фрезой

Модуль	$m = 10$	
Число зубьев $z$	22	29
$\rho_p$	32,76	42,53
$\rho_f$ - от фрезы	30,57	41,47
$d_p$	216,9	285,5
$d_f$ - от фрезы	215,6	284,85
$d_f$ -(чертежное значение)	204,2	273,4
$d_f$ - от фрезы	203,6	272,8
$\Delta d_f$ - проглубление	0,3	0,3

В результате спроектированная фреза обеспечивает условия  $\rho_f < \rho_p$ ,  $d_f < d_p$ , и в пределах приемлемого  $\Delta d_f = 0,13...0,45$  находится проглубление .

#### Выводы.

1. Предлагаемая методика расчета модифицированных фрез с протуберанцем позволяет гарантировать после зубошлифования достижение требуемой формы зуба и провести унификацию фрез для сокращения их типоразмеров.

2. Разработанные методы расчетов целесообразно использовать при производстве зубчатых колес и шестерен, обрабатываемых с использованием зубошлифования и зубошевингования.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Романов В.Ф. Расчеты зуборезных инструментов / В.Ф. Романов. – М.: Машиностроение, 1969. – 255 с.
2. Дорофеев В.Л. Технология производства высокопрочных зубчатых передач. Двойная модификация профиля зубьев // Конверсия в машиностроении. - 2001. - № 5. - С. 79-84.
3. Антонюк В.Е., Кане М.М., Старжинский В.Е., и др. Технология производства и методы обеспечения качества зубчатых колес и передач / Антонюк, В.Е.[и др.]. – С-Пб.: Профессия, 2007. – 832 с.
4. ГОСТ 13755-81 (СТ СЭВ 308-76). Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные. Исходный контур. – М. – Издательство стандартов. -1981.
5. ГОСТ Р 50531-93. Исходный контур высоконапряженных передач. – М. – Издательство стандартов. -1993.

УДК 621.914.1-669.14:539.4

Галилеев А.Г., Баршай И.Л.

### ВЛИЯНИЕ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ИЗНОС СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В статье изложены результаты изучения влияния процесса иглофрезерования на износостойкость стальных деталей, в частности, на относительный объемный износ. Использование полученных данных позволит оптимизировать условия для формирования необходимой износостойкости деталей в зависимости от условий эксплуатации.*

В основе повышения износостойкости и усталостной прочности деталей лежит воздействие на рабочую поверхность деталей и элементы кристаллической решетки металла путем применения различных видов обработок. В настоящее время с этой целью применяется широкий спектр различных видов обработки, среди которых термические и химико-термические способы, механическая обработка, виброобкатывание, дробе- и гидроструйные методы, электроискровая обработка и т.д. Перспективным методом обработки металла за наибольшую простоту, дешевизну и экологичность по отношению к перечисленным методам считается иглофрезерование.

В качестве инструмента при иглофрезеровании используется иглофреза – режущий инструмент с несколькими сотнями тысяч режущих элементов, собранный в виде тела вращения из прямых и равных по длине отрезков высокоуглеродистой стальной проволоки – игл с твердостью HB 500, с плотностью упаковки на рабочей поверхности 65...85%. Каждая проволока (игла) представляет собой микрорезец с отрицательным передним углом резания. Материал проволочных элементов – легированные пружинные стали 51ХФА, 60С2А, 65С2ВА и др. Особенность геометрии режущих элементов иглофрезы – незначительный радиус округления режущей кромки, которая в процессе работы самозатачивается. Обязательным условием работоспособности инструмента является упругость каждой иглы и всей совокупности игл, участвующих в контакте с обрабатываемым материалом. Процесс осуществляется при вращении режущего инструмента, который, будучи прижатым к поверхности движущегося изделия (либо двигаясь сам) обрабатывает последнее.

Исследования влияния иглофрезерования на износостойкость конструкционных сталей проводили на образцах – колодках из сталей 45 и 12ХНЗА. Образцы из стали 45 были использованы для сравнения результатов исследований. В качестве другого элемента пары трения (контртела) использовали ролики из закаленной стали 45. Для сравнения использовали образцы из сталей 45 и 12ХНЗА, поверхности которых были обработаны плоским шлифованием.

Обработка плоских поверхностей образцов иглофрезерованием выполнялась на горизонтально-фрезерном станке 6Н82Г. Образцы закреплялись в машинных тисках. Использовалась иглофреза диаметром  $D = 125$  мм, шириной  $B = 20$  мм и плотностью набивки проволочных элементов 75...85%. Диаметр единичного проволочного элемента  $d = 0,3$  мм, вылет  $l = 20$  мм.

Исследования трибологических характеристик поверхностей после иглофрезерования выполнялись на машине трения А-135 типа Amsler.

Для определения влияния параметров режима иглофрезерования на изменение характеристик топографии поверхности использовали математическое планирование эксперимента [1]. При планировании исследований применяли метод ЛПт последовательностей. В этом случае точки

реализации экспериментов располагаются в многомерном пространстве таким образом, чтобы их проекции на оси  $X_1$ - $X_2$ ,  $X_2$ - $X_3$ , ...,  $X_i$ - $X_j$  располагались на равном расстоянии друг от друга.

Пример проекции 7 точек на оси  $X_1$  и  $X_2$  изображен на рис. 1. Матрица планирования экспериментов (условия проведения) представлена в таблице 1. Координаты точек рассчитывались из условия  $X_{\min}=0$  и  $X_{\max}=1$  (таблица 2).

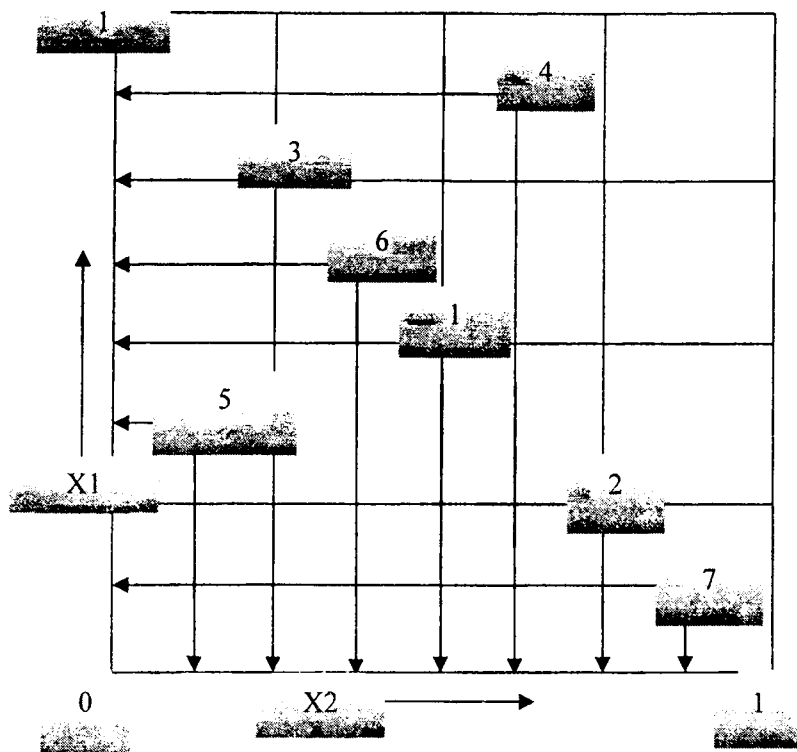


Рис. 1. – Проекция 7 точек на оси  $X_1$  и  $X_2$

Таблица 1 - Матрица планирования эксперимента

Фактор	Точки исследований						
	1	2	3	4	5	6	7
$X_1$	0,500	0,250	0,750	0,875	0,375	0,625	0,125
$X_2$	0,500	0,750	0,250	0,625	0,125	0,375	0,875
$X_3$	0,500	0,250	0,750	0,125	0,625	0,375	0,875

Таблица 2 - Режимы иглофрезерования согласно методу ЛП<sub>т</sub>-последовательностей

Номер опыта	$X_1$ - скорость резания $v$ , м/мин	$X_2$ - подача $S$ , мм/мин	$X_3$ - натяг $i$ , мм
1	169	330	0,22
2	84	530	0,11
3	253	170	0,34
4	295	400	0,06
5	127	85	0,28
6	211	270	0,17
7	42	690	0,39

Результаты ранее выполненных исследований [2] позволили выбрать следующие значения параметров режима иглофрезерования, принятые за основной уровень в данном эксперименте:  $v = 340$  м/мин; подачу  $S = 660$  мм/мин и натяг  $i = 0,45$ .

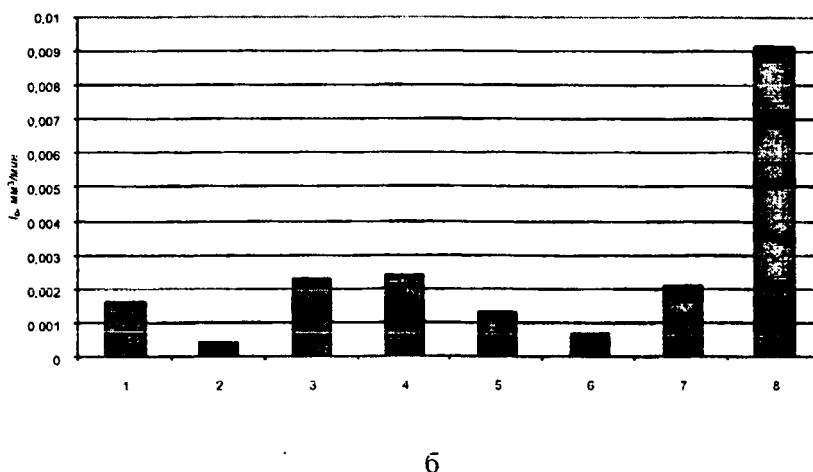
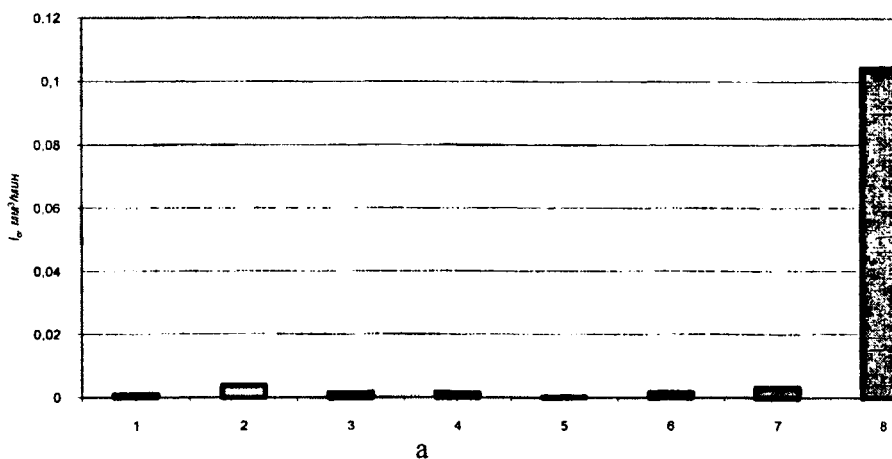
Исследования выполняли в два этапа.

Этап 1 – период приработки: частота вращения  $400 \text{ мин}^{-1}$  (43,96 м/мин); после 1000 оборотов ролики под нагрузкой 200 Н последняя увеличивалась до 300 Н и эксперимент продолжался 30 мин.

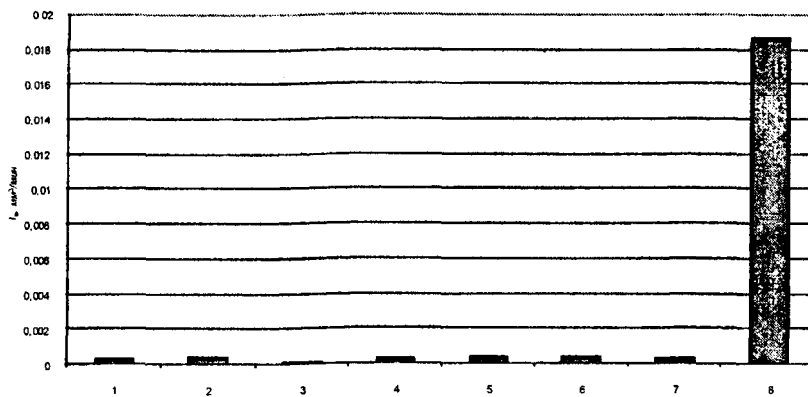
Этап 2 – исследования в условиях возрастающей нагрузки: частота вращения  $300 \text{ мин}^{-1}$  (21,98 м/мин); после 1000 оборотов при нагрузке 300 Н последняя увеличивалась через каждую 1000 оборотов на 100 Н до достижения уровня 1000 Н; общее время эксперимента 40 мин.

В процессе экспериментов выяснилось, что относительный объемный износ (интенсивность изнашивания) образцов из стали 12ХН3А весьма незначителен и мало зависит от режимов иглофрезерования как в условиях приработки, так и при неравномерной возрастающей нагрузке. Для образцов из стали 45 различия в интенсивности изнашивания при неравномерной возрастающей нагрузке существенны (в несколько раз) и зависят от режимов иглофрезерования (рис. 2.). Характер зависимости этой характеристики износа от параметров режима иглофрезерования для образцов из сталей 20ХН3А, 25ХГМ, 25ХГТ и 20ХНР аналогичен стали 12ХН3А. Однако, величина относительного объемного износа для сталей 20ХН3А, 25ХГМ, 25ХГТ и 20ХНР выше на 5...10 %, чем у стали 12ХН3А, что объясняется большим содержанием углерода в этих сталях.

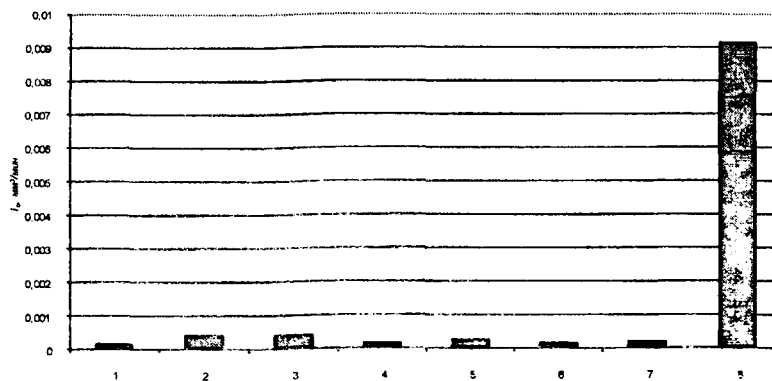
Интенсивность изнашивания шлифованных образцов как для стали 12ХН3А, так и для стали 45 значительно (в несколько десятков раз) превышает обработанные иглофрезерованием. Совершенно очевидно, что такое различие обусловлено весьма большим наклепом иглофрезерованных поверхностей по сравнению со шлифованными.







В



Г

Рис. 2. Относительный объемный износ трущихся поверхностей стали 12ХН3А (а, в) и 45 (б, г), обработанных иглофрезерованием (1 – 7) и шлифованием (8): а, б – в условиях переменной возрастающей нагрузки; в, г – в период приработки

Анализ полученных данных позволил разработать математические модели в виде уравнений множественной регрессии для описания зависимости относительного объемного износа от режимов обработки (таблицы 3 и 4).

Таблица 3 - Регрессионные зависимости для стали 12ХН3А

Относительный объемный износ	
Период приработки	$I_0 = 0,06 v^{-0,679} S^{-0,657} t^{1,183}$
Переменная возрастающая нагрузка	$I_0 = 0,035 v^{-0,887} S^{0,20} W^{-0,467}$

Таблица 4 - Регрессионные зависимости для стали 45

Относительный объемный износ	
Период приработки	$I_0 = 0,00146 v^{0,266} S^{-0,755} t^{-0,909}$
Переменная возрастающая нагрузка	$I_0 = 0,012 v^{-0,266} S^{-0,755} t^{-0,905}$

Результаты анализа представленных зависимостей свидетельствует о том, что интенсивность изнашивания существенно зависит от параметров режима иглофрезерования, что, несомненно, связано с одной стороны с разной степенью упрочнения поверхностного слоя, с другой – с

химическим составом исследованных сталей. Установлено, что более жесткие режимы иглофрезерования поверхности используются, тем меньше оказывается интенсивность изнашивания поверхности. В связи с этим быстроизнашивающиеся поверхности необходимо обрабатывать при высоких скоростях резания и натягах.

Выявлено также, что с увеличением легирующих элементов в составе сталей возрастает интенсивность его изнашивания. Это связано с переходом карбидов (например, хрома и никеля) из металлической матрицы в смазочный слой, что увеличивает интенсивность изнашивания.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Ящерицын П.И., Махаринский Е.И. Планирование эксперимента в машиностроении. – Мн.: Высшая школа, 1985.–286 с. 2. Баршай И.Л. Обеспечение качества поверхности и эксплуатационных характеристик деталей при обработке в условиях дискретного контакта с инструментом. – Мн.: УП «Технопринт», 2003. – 244 с.

УДК 621.95

Дечко Э.М., Ивашин Э.Я., Воронович А.В.

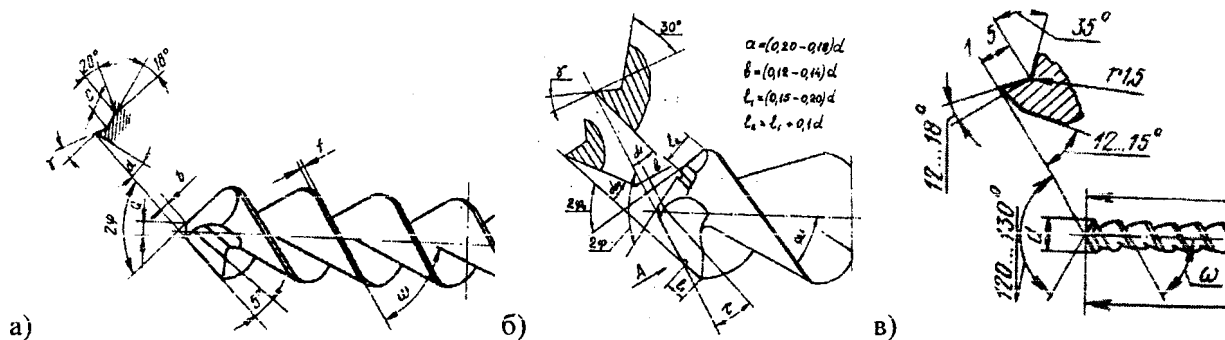
### РАЗРАБОТКА 3D МОДЕЛИ ШНЕКОВОГО СВЕРЛА

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

*Разработанная 3D модель шнекового сверла позволила детально исследовать параметры транспортирующей и режущей части инструмента при изменении нагрузок, сопровождающих процессы резания. Описана методика разработки твердотельной 3D модели шнекового сверла для дальнейшего исследования влияния сил резания на деформации и напряжения в его режущей и транспортирующей частях.*

Особенностью конструкций сверл шнекового типа является разделение рабочей части на режущую и транспортирующую. Это позволяет применять оптимальные параметры режущей части сверла для различных групп обрабатываемых материалов. Разделение рабочей части спиральных сверл для глубокого сверления было предложено в лаборатории Тольяттинского политехнического института, где под руководством профессора А.Н. Резникова были разработаны сверла ИПИЛ, ИПИЛ-2 с углом  $\omega = 450$ . Данный принцип разработки рабочей части спиральных сверл был реализован в шнековых сверлах, рис. 1.[1,2].



а) – для среднеуглеродистых сталей; б) – для ферритно-аустенитных и малоуглеродистых сталей; в) – для чугунов

Рис. 1. – Шнековые сверла со специальными заточками

Шнековые сверла имеют в продольном сечении винтовые канавки треугольного профиля с углом  $\omega = 60^\circ$ ; спинку зуба, переходящую непосредственно в ленточки; постоянную толщину сердцевины; постоянные углы заточки вдоль главных режущих лезвий; специальную для различных групп материалов заточку трапециевидную заточку передних поверхностей (трапециевидную, угловую, со стружкой разделительными канавками) и плоскую или винтовую заточку задних поверхностей. Шнековые сверла работают в тяжелых условиях: большой вылет; меньшие по сравнению со стандартными площади поперечного сечения и жесткость; позволяют глубокое сверление без выводов инструмента из отверстия. В процессе работы сверла изгибаются, испытывают продольные и крутильные деформации.

Современные методы исследования с применением вычислительной техники, различными методами моделирования конструкций инструментов, возможностью изменения нагрузок различного характера и изучения их воздействия на различные части инструмента и инструмент в целом позволяет уточнить, детально исследовать состояние отдельных конструктивных параметров инструментов при изменении нагрузок, сопровождающих процессы резания. В работе использовалось программное обеспечение:

SolidWorks 2009 – трехмерные модели шнекового сверла; ANSYS Workbench v11.0 – исследование конструктивных параметров сверла их изменение при нагрузках.

Суть методики заключается в применении инструментов пакета трех мерного моделирования для создания твердотельной модели сверла. Построенная модель может изменяться путем добавления тех или иных компонентов, изменения конструктивных и/или геометрических параметров с целью дальнейшего исследования их влияния на обработку, прочность и т.п.

При разработке сверла на первом этапе создаются два цилиндра диаметром 10мм, соответствующих диаметру будущего сверла. Длина рабочей части составляет 150мм, отношение  $l/d=15$ . Тела получаются путем создания эскиза, содержащего окружность с последующим вытягиванием инструментом **Вытянуть бобышка/основание** цилиндра, имеющим эту окружность в основании. Таких цилиндра два: короткий цилиндр представляет собой хвостовик, а длинный – рабочую часть. Затем создается эскиз, содержащий линию, относительно которой строится плоскость, перпендикулярная будущим ленточкам сверла, рис. 2.

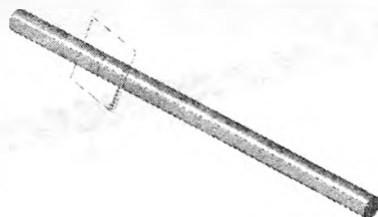


Рис. 2. – Тело сверла с плоскостью

Технология создания стружечной канавки сверла заключается во фрезеровании канавки фрезой или шлифовальным кругом определенного профиля и одновременного согласованного вращения и перемещения сверла вдоль его оси. Данную технологию применим для создания канавок на модели сверла. В плоскости перпендикулярной касательной к ленточке строится эскиз с профилем угловой фрезы, соответствующим профилю канавки сверла, рис. 3.

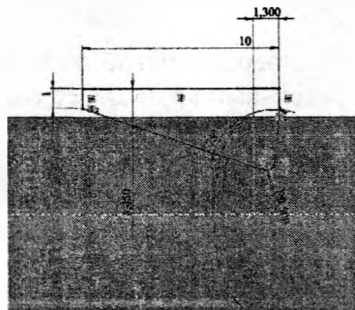


Рис. 3. – Профиль угловой фрезы

На торце цилиндра тела сверла создается эскиз с окружностью, на основе которого строится спираль с параметрами, соответствующими винтовой линии канавки сверла.

При помощи инструмента **По траектории** вытягивается тело, содержащее спираль в качестве направляющей, а в качестве контура – эскиз угловой фрезы. Полученное тело представляет собой овеществленное множество положений фрезы при изготовлении канавки сверла, рис. 4.

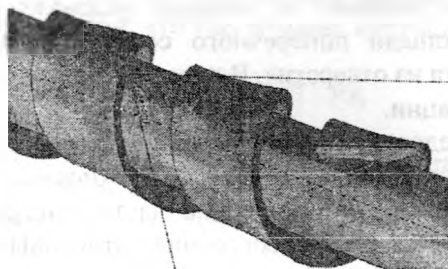


Рис. 4. – Тело-движение фрезы

Затем два тела, хвостовик и рабочая часть сверла, соединяются инструментом **Соединить**. Тело, моделирующее выход фрезы, строится подобно тому, как строилась траектория фрезы при обработке канавки сверла. Но в этом случае вместо спирали строим эскиз в виде дуги окружности в качестве направляющей, а образующая – та же спираль, рис.4.

На следующем этапе **Круговым массивом** размножим эти тела до двух относительно оси сверла, рис. 5, и вычтем их из тела сверла. В результате получим сверло без режущей части, рис. 6.



Рис. 5. – Тела-инструменты канавки сверла, размноженные **Круговым массивом**



Рис. 6. – Тело сверла со стружечными канавками

Моделирование режущей части сверла состоит из следующих действий:

Создадим эскиз, в котором построим направляющие тел, имитирующие шлифовальный круг. Перпендикулярно направляющей создаем плоскость, в которой построим эскиз, соответствующий поперечному сечению шлифовального круга.

Инструментом **Вытянуть** построим тела-инструменты шлифовального круга, не сливая их с основным телом, рис. 7. а.

Данные тела размножим **Круговым массивом** до двух относительно оси сверла, рис. 7. б, и вычтем их из тела сверла.

По оси сверла построим плоскость, параллельную образовавшейся при вычитании одного из тел-инструментов имитирующей шлифовальный круг. Далее построим в ней эскиз, содержащий две линии с углом в  $90^\circ$  между ними – это  $2\phi$ .

Инструментом **Вытянуть** срежем вершину этим эскизом, рис.7. а.

Далее создадим две плоскости, перпендикулярные к линии режущей кромки и отстоящие от ее концов на 2мм. В этих плоскостях создадим эскизы, соответствующие поперечным сечениям шлифовального круга.

Инструментом **Вытянуть по сечениям** создадим тело шлифовального круга, используя построенные эскизы в качестве исходных, и размножим их до двух **Круговым массивом**

относительно оси сверла. После этого вычтем оставшиеся тела, элементы шлифовального круга, для получения вершины без задних углов, рис. 8. б.

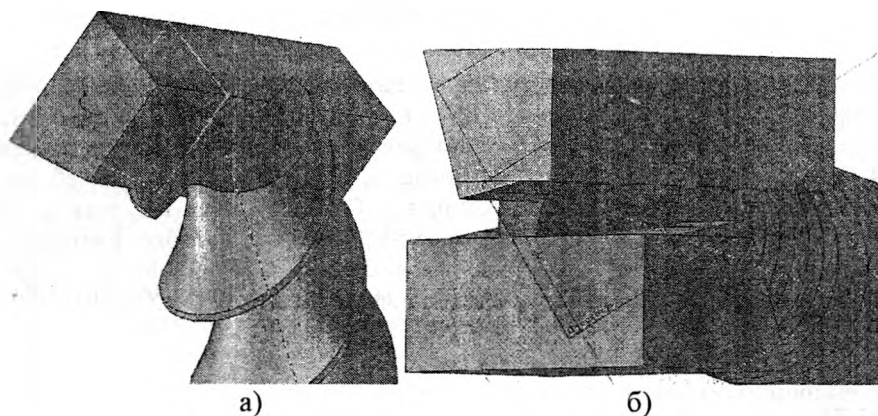


Рис. 7. – Создание вершины сверла. а) тела-инструменты шлифовального круга, б) круговой массив тел-инструментов

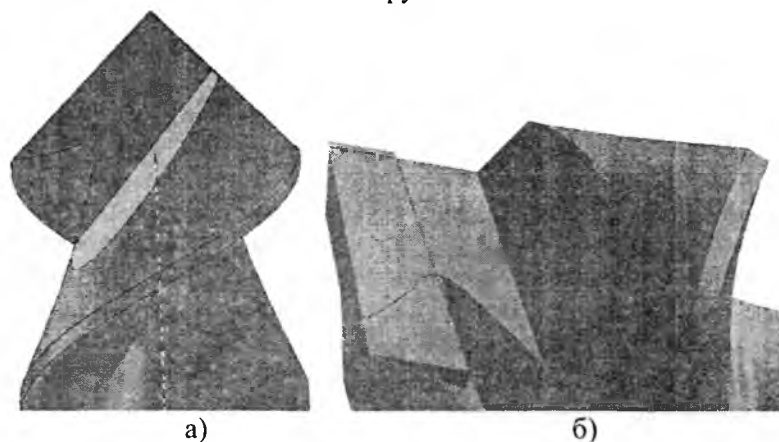


Рис. 8. – Вершина сверла без задних углов. а) формирование угла при вершине, б) формирование передней поверхности

Формирование заднего угла: создадим плоскость, перпендикулярную режущей кромке, и эскиз поперечного профиля тела с углом, соответствующим заднему углу.

Инструментом **Вытянуть** вытянем тело с поперечным сечением, соответствующим данному эскизу и размножим его инструментом **Круговой массив** до двух относительно оси сверла, рис. 9. а;

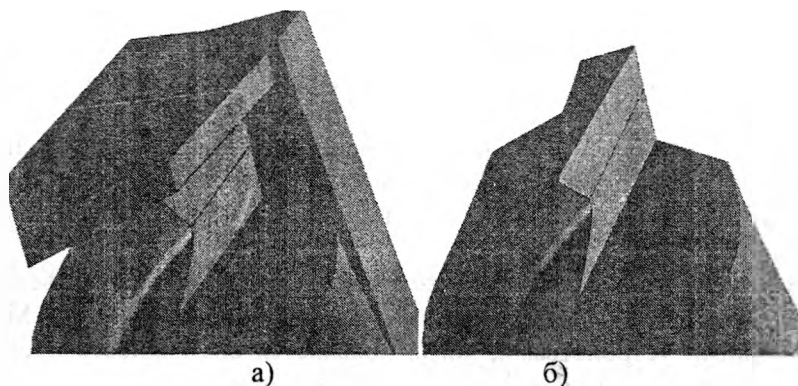


Рис. 9. – Режущая часть готового сверла. а) тела-инструменты для формирования задней поверхности, б) режущая часть сверла

Вычтем полученные тела из тела сверла, рис. 9. б, и получим модель режущей части шнекового сверла.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Дечко Э.М. Сверление глубоких отверстий в сталях. – Мн.: Выш. школа, 1979. – 232с., ил. 2. Ящерицын П.И., Дечко Э.М., Ивашин Э.Я., Долгов В.И., Корниевич М.А., Фельдштейн Е.Э. Закономерности процесса резания сталей спиральными сверлами. Материалы научно-технического симпозиума, Вильнюс, ЛитНИИТИ, 1974. 3. Бруйка В.А. Инженерный ил.анализ в ANSYS Workbench: Учеб. пособ./В.А. Бруйка, В.Г.Фокин, Е.А. Солдусова, Н.А. Глозунова, И.Е. Адеянов. – Самара: Самар. гос. техн. ун-т, 2010. – 271с. 4. О.М. Огородникова. Конструкционный анализ в среде ANSYS: Учебное пособие. Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2004. 68с. 5. Э.М. Дечко, А.В. Воронович. Влияние сил резания на деформации и напряжения в шнековых сверлах. Материалы международной научно-технической конференции «ИННТЕХМАШ-11», г. Полоцк, 2011.

УДК 621.791.72

Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Луцко Н.И., Ковальчук А.А.

### МИКРОТВЕРДОСТЬ ОДНОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ ИЗ САМОФЛЮСУЮЩЕГОСЯ СПЛАВА НА ОСНОВЕ НИКЕЛЯ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКИ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В статье рассматривается метод лазерной наплавки и возможности ее использования для упрочнения новых деталей и восстановления изношенных деталей. Анализируются преимущества лазерной наплавки по сравнению с традиционными методами наплавки. Рассматриваются технологии быстрого прототипирования, в которых используется лазерная наплавка. Рассматривается влияние режимов лазерной наплавки на микротвердость однослойных покрытий из самофлюсующегося сплава на основе никеля.*

Лазерная наплавка - это технология создания покрытий, включающая нанесение материалов разной природы на металлическую подложку с использованием в качестве источника энергии лазерного луча [1-4]. Это гибкая технология, которая позволяет нанести покрытие из порошка, подаваемого транспортирующим газом в ванну расплава образуемую на поверхности основы лазерным лучом. Подача порошка может осуществляться как соосно (коаксиально) лазерному лучу, так и вдуванием боковым соплом. Лазерная наплавка может использоваться как для упрочнения новых, так и для восстановления изношенных или поврежденных поверхностей.

Традиционные технологии наплавки, такие как аргонодуговая наплавка присадочной проволокой, полуавтоматическая дуговая проволочная наплавка в углекислом газе и плазменная наплавка при сопоставимых с лазерной наплавкой толщине слоя и производительности, характеризуются большим тепловым воздействием на деталь, приводящим к перекристаллизации и разупрочнению материала основы, а также к большим деформациям длинномерных и крупногабаритных деталей. Особенностью лазерной наплавки является достижение высоких (до  $10^7$  Вт/м<sup>2</sup>) плотностей мощности, что обеспечивает возможность локальной обработки поверхности без объемного разогрева детали и позволяет упрочнять детали, на которые невозможно нанести покрытие традиционными методами.

Перспективным направлением развития лазерной наплавки является объединение последней с компьютерным проектированием (CAD) и компьютерным управлением (CAM), робототехникой, сенсорами и управляющими устройствами, когда появляется возможность производить послойное изготовление деталей завершённой геометрии в течение одноступенчатого процесса [5-7]. Дело в том, что одной из наиболее признанных общих проблем современного производства является время, которое затрачивается на получение технологии, а, следовательно, конечной продукции. Особенно актуальна эта проблема для изготовления литейных форм и штампов всех типов, трудозатраты на изготовление которых обуславливают их высокую стоимость. В связи со сказанным многие

производители в последнее время ищут технологии, которые могут произвести продукцию непосредственно из чертежа CAD с точным воспроизведением сконструированной макро и микроструктуры.

Указанные системы актуальны также и для процессов восстановления, причем представляют интерес варианты технологии наплавки, обеспечивающие восстановление размера изношенной детали при воспроизведении исходных свойств рабочих поверхностей. Работы, проводимые в Университете Мичигана США (технология direct metal deposition или DMD), в Национальной лаборатории в Сандии США (технология light engineered net shaping или LENS) и в Национальной лаборатории в Лос Аламосе США (технология direct light fabrication или DLF), в Лаборатории перспективных технологий Шеньяна КНР (технология laser metal deposition shaping или LMDS), а также в других научных центрах мира продемонстрировали, возможность изготовления трехмерных металлических объектов на основании CAD CAM систем на специально спроектированных и изготовленных для этого установках в течение одного производственного цикла [8-14]. При этом обеспечивается комплекс свойств деталей, не уступающий по уровню свойствам деталей, полученных пластической деформацией, что делает такие технологии, получившие общее название - технологии «быстрого прототипирования», потенциально возможными для прямого изготовления деталей и штампов [3].

Исходя из вышесказанного, лазерная наплавка является весьма перспективным объектом исследований.

Учитывая, что процесс лазерной наплавки реализуется путем последовательного нанесения перекрывающихся валиков, актуальными являются вопросы распределения легирующих компонентов и физико-механических свойств по зоне наплавки, чему и посвящена настоящая работа.

Для исследований применяли лазерный технологический комплекс на базе газового CO<sub>2</sub> лазера непрерывного действия «Комета 2» с мощностью излучения до 1000 Вт и 3-х координатной системы для перемещения луча лазера относительно наплавляемых образцов. Схема наплавки показана на рис. 1.

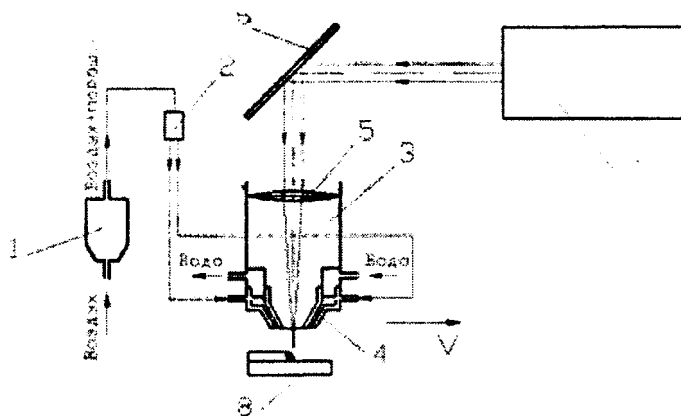


Рис. 1. – Схема лазерной наплавки

Образец 8 устанавливали на поверхность рабочего стола; координатная система, обеспечивала перемещение наплавочной головки-объектива 3 с коаксиальным наплавочным соплом 4, фокусирующей линзой 5 с фокусным расстоянием 202 мм и системой поворотных зеркал 6 относительно образца с заданной скоростью  $V$ . Наплавляемый материал в питателе 1 смешивался с воздухом и в виде газопорошковой смеси поступал в распределитель 2, из которого он по четырем трубкам подавался в коаксиальное сопло 4. Луч лазера 7 через систему поворотных зеркал 6 и линзу 5 фокусировали на поверхности образца. Наплавочная головка обеспечивала совпадение зон фокусировки лазерного луча и порошкового материала. Для предотвращения перегрева фокусирующей линзы 5 и сопла 4 в процессе наплавки, в корпусе головки объектива 3 были предусмотрены специальные каналы, через которые протекала проточная вода. Лазерная наплавка производилась при мощности излучения лазера 1000 Вт, дистанциях наплавки 10 и 12 мм (выше или ниже фокуса), скоростях наплавки 1,33; 2,0 и 2,66 мм/с, величине подачи порошка 0,2 г/с параллельными валиками с шагом 1; 1,5 и 2 мм для каждого случая. Наплавку производили на

образцы из стали 45, размерами 25x25x8 мм. В качестве наплавочного материала использовали порошок самофлюсующегося сплава на основе никеля – ПГ-10Н-01 грануляцией 20-80 мкм.

После наплавки образцы разрезали в направлении, перпендикулярном валикам наплавки, изготавливали шлифы. Измерения микротвердости производили на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке 1 Н: в поперечном направлении – по линии симметрии валиков из основы к поверхности покрытия с шагом 0,05 мм; в продольном направлении – на уровне на 0,2 мм выше основы, с таким же шагом.

Из приведенных графиков распределения микротвердости по глубине слоя (рис. 2-4. видно, что после того как на границе основа-покрытие происходит возрастание величины микротвердости, в дальнейшем она находится примерно на одном уровне по всей глубине покрытия для каждого режима лазерной обработки. Колебания величины микротвердости для покрытий из самофлюсующегося сплава на основе никеля ПГ-10Н-01 составляют от 1000 до 3000 МПа для разных режимов, что может свидетельствовать о достаточно равномерном распределении фаз в покрытии. Другими словами, из-за высокой скорости охлаждения ( $10^3$ - $10^5$  К/с), большинство упрочняющих элементов остаются в твердом растворе  $\gamma$ -Ni матрицы. Небольшие изменения микротвердости связаны скорее всего с супернасыщением этими элементами  $\gamma$ -матрицы, которое связано с повторными нагревами уже наплавленного валика при наплавке соседних валиков. В результате в предшествующем слое могут выделяться некоторые интерметаллические фазы, особенно вблизи ванны расплава и в переходной зоне к твердой фазе, которые и вызывают колебания микротвердости. Графики распределения микротвердости по глубине покрытия также показывают, что, хотя покрытия, полученные методом лазерной наплавки, имеют металлическую связь с основой, переходная зона между покрытием и основой практически отсутствует или совсем невелика.

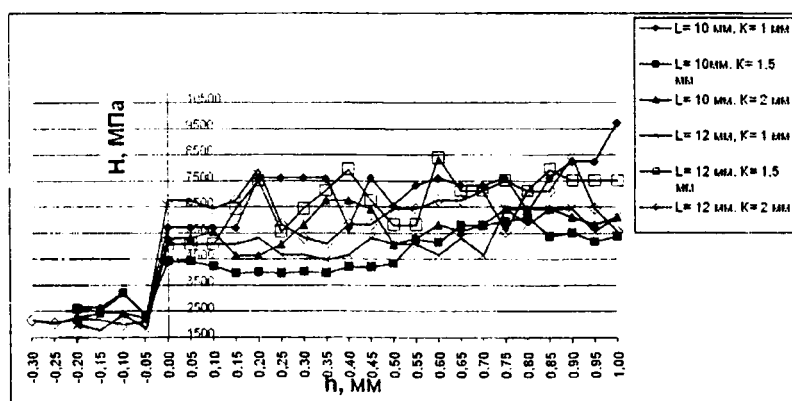


Рис. 2. – Распределение микротвердости по глубине слоя при скорости наплавки  $V=1,33$  мм/с

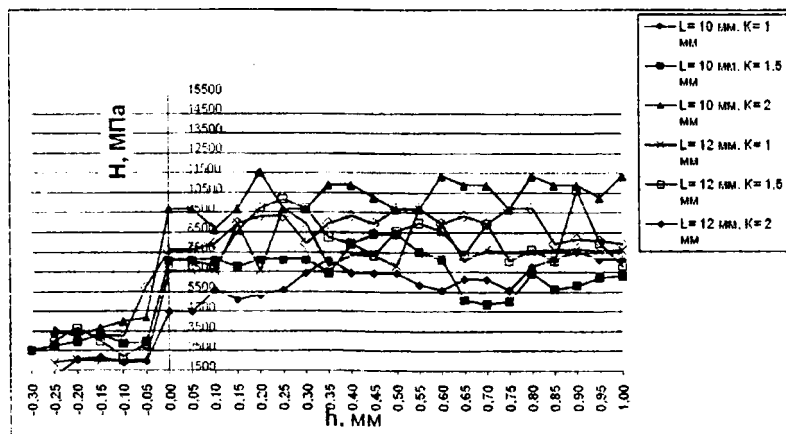


Рис. 3. – Распределение микротвердости по глубине слоя при скорости наплавки  $V=2,0$  мм/с



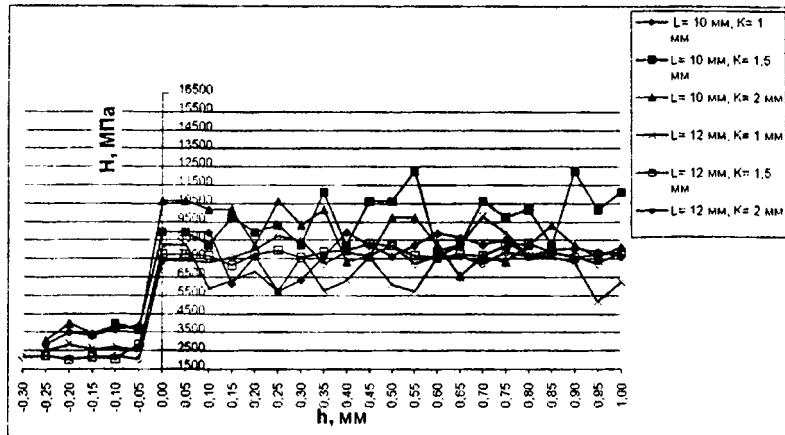


Рис. 4. – Распределение микротвердости по глубине слоя при скорости наплавки  $V=2,66$  мм/с

Графики изменения микротвердости в продольном направлении (рис. 5-7.) показывают, что величина микротвердости находится примерно на одном уровне по сравнению с распределением микротвердости в поперечном направлении. Колебания величины микротвердости составляют от 900 до 3000 МПа для разных режимов. Сравнивая рис. 2-4. и 5-7, следует отметить, что микротвердости, измеренные в поперечном и продольном направлениях практически одинаковы, что, скорее всего, указывает на однообразную микроструктуру покрытия на всех образцах, полученных на разных режимах.

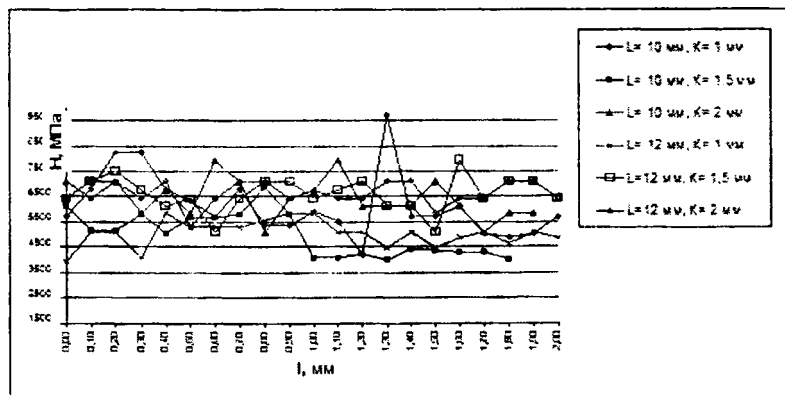


Рис. 5. – Распределение микротвердости в продольном направлении при скорости наплавки  $V=1,33$  мм/с

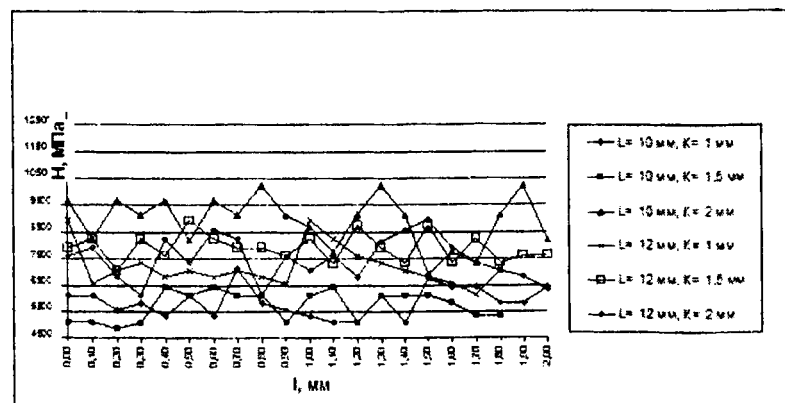


Рис. 6. – Распределение микротвердости в продольном направлении при скорости наплавки  $V=2,0$  мм/с

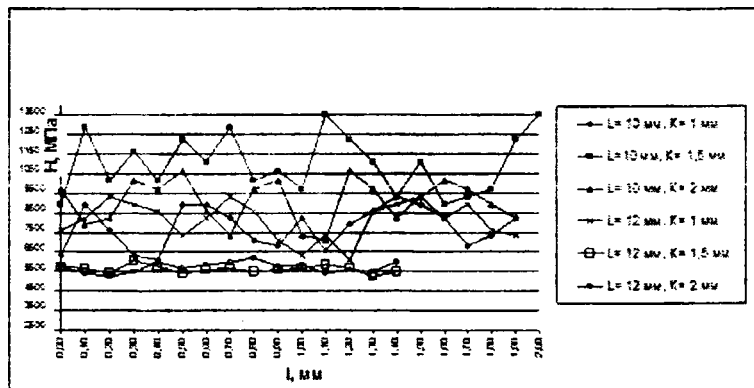


Рис. 7. – Распределение микротвердости в продольном направлении при скорости наплавки  $V=2,66$  мм/с

Максимальная величина средней микротвердости покрытий для всех режимов в поперечном и продольном направлениях составляет 9167 МПа, а минимальная величина – 4458 МПа.

На рис. 8. приведены зависимости средней микротвердости покрытия, измеренной в поперечном и продольном направлениях, от скорости наплавки. Из этих зависимостей видно, что при увеличении скорости наплавки от 1,33 мм/с до 2,0 мм/с наблюдается рост средней микротвердости как в поперечном, так и в продольном направлениях сечения, примерно на 2000 МПа. При дальнейшем увеличении скорости наплавки до 2,66 мм/с, величина средней микротвердости уменьшается на 1000 МПа.

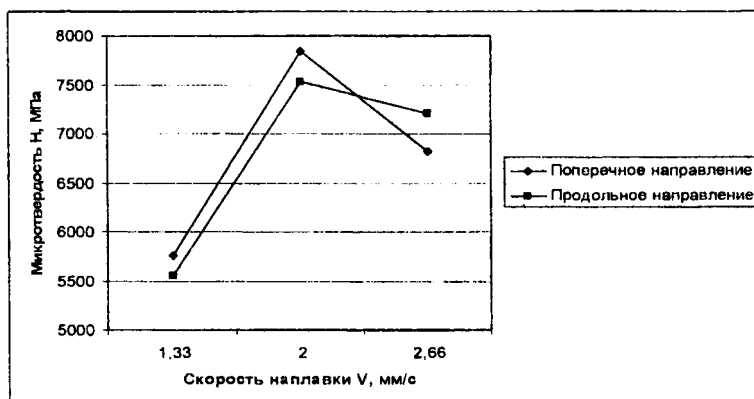


Рис. 8. – Зависимость средней микротвердости от скорости наплавки

Такую зависимость средней микротвердости от скорости наплавки можно объяснить тем, что с изменением скорости наплавки меняется величина удельной энергии  $E$ , вводимой в покрытие.

Удельная энергия  $E$  (Вт·с/мм<sup>2</sup> или Дж/мм<sup>2</sup>) представляется выражением:

$$E = \frac{P}{D \cdot S} \quad (1)$$

где  $P$ - мощность лазерного излучения, Вт;  $D$ - диаметр лазерного пятна, мм;  $S$ - скорость наплавки, мм/с.

В нашем случае, удельная энергия  $E$  составляет 626, 416 и 313 Дж/мм<sup>2</sup> для скоростей наплавки 1,33; 2,0 и 2,66 мм/с, соответственно. При скорости наплавки 1,33 мм/с энергозатраты в покрытие достаточно большой, что скорее всего приводит к перегреву последнего и образованию довольно крупнозернистой структуры, приводящей к небольшой величине средней микротвердости. При скорости наплавки 2,66 мм/с энергозатраты в покрытие уменьшаются в два раза. Соответственно уменьшается размер ванны расплава и увеличивается скорость отвердевания при одном и том же количестве подаваемого порошкового материала. Результатом является неполное сплавление материала валиков по границам зерен и уменьшение средней микротвердости покрытия. При

скорости наплавки 2,0 мм/с энерговклад в покрытие все еще достаточный, чтобы обеспечить образование сравнительно большой ванны расплава, не приводя к перегреву покрытия. В то же время, скорость отвердевания довольно велика для образования оптимальной зернистости структуры, которая и обеспечивает высокое значение средней микротвердости.

Сделанные предположения, хорошо согласуются с известной [15] зависимостью размера зерна  $d_g$  от скоростей зарождения и роста кристаллов:

$$d_g = 1,1 \cdot \left( \frac{R}{n} \right)^{3/4}, \quad (2)$$

где  $n$ - ( $\text{с}^{-1} \cdot \text{см}^{-3}$ )- скорость зарождения кристаллов;  $R$ - (мм/с)- скорость роста кристаллов.

Известно [15], что скорость роста кристаллов всегда меньше скорости зарождения кристаллов и не зависит от скорости охлаждения и, соответственно, от скорости наплавки. В то же время, скорость зарождения кристаллов возрастает с ростом скорости охлаждения и скорости наплавки, соответственно. По этой причине при увеличении скорости наплавки от 1,33 до 2,0 мм/с, согласно уравнению (2) на фоне роста скорости зарождения кристаллов  $n$ , при практически неизменной скорости роста кристаллов –  $R$  происходит уменьшение размеров зерен и наблюдается рост микротвердости. При дальнейшем увеличении скорости наплавки до 2,66 мм/с, несмотря на продолжающееся уменьшение размеров зерен, начинает сказываться недостаток вводимой лазером мощности и уменьшение прочности сплавления зерен, что вызывает уменьшение микротвердости.

Таким образом, полученные результаты показывают, что покрытия, полученные лазерной наплавкой самофлюсующегося сплава на основе никеля – ПГ-10Н-01 отличаются равномерным распределением микротвердости по всей массе покрытия, значения микротвердости, измеренные в поперечном и продольном направлениях, практически одинаковы. Максимальная величина средней для всех использованных режимов микротвердости составляет 9167 МПа, а минимальная - 4458 МПа. Графики распределения микротвердости по глубине слоя (поперечное направление) показывают, что несмотря на металлургическую связь с основой, практически не образуется переходная зона между покрытием и основой. Кроме того, зависимости средней микротвердости покрытия от скорости наплавки показывают, что оптимальной скоростью для лазерной наплавки самофлюсующегося сплава на основе никеля ПГ-10Н-01 является скорость – 2,0 мм/с, при которой достигается максимальная микротвердость покрытия 7500-8000 МПа. Полученные результаты хорошо объясняются данными о количестве вводимой удельной энергии и о размерах зерен образующихся при лазерной наплавке.

## ЛИТЕРАТУРА

1. John C. Ion, Laser processing of Engineering Materials: principles, procedure and industrial application, Elsevier Butterworth – Heinemann, Burlington, MA, 2005.
2. William M. Steen, Laser Material Processing, third Ed., Springer, London, 2003.
3. E. Toyserkani, A. Khajepour, S. Corbin, Laser Cladding, CRS Press, Boca Raton, Florida, 2005.
4. J.Th.M. De Hosson, V. Ocelik, Functionally graded materials produced with high power lasers, Proceedings of ASTRA- 2003, Hyderabad, India, 2003, p.p. 368-376.
5. I. Yadroitsev, Ph. Bertrand, B. Laget, I. Smurov, J. Nucl. Mater. 362 (2007) 189.
6. W. Lengauer, K. Dreyer, J. Alloys Comp. 338 (2002) 194.
7. Terry Wohlers, Wohlers Report 2005, Rapid Prototyping, Tooling & Manufacturing State of the Industry, Annual Worldwide Progress Report.
8. Koch J., Mazumder J. Rapid prototyping by laser cladding. In: Denney P., Miyamoto I., Mordike BL, editors. Proceedings of ICALEO '93, 1993, vol. 77: p. 556-65.
9. Mazumder J., Koch J., Nagarathnam K., Choi J. Rapid manufacturing by laser aided direct deposition of metals. In: Cadle TM, Narasimhan KS, editors. Advances in powder metallurgy and particulate materials, part 15, Princeton, NJ, Metal Powers Industries Federation(MPIF), 1996. p. 107-18.
10. Mazumder J., Choi J., Nagarathnam K., Koch J., Hetzner D. Direct Metal Deposition (DMD) of H13 tool steel for 30-D components: microstructure and mechanical properties. J Metals 1997; 49 (5): 55-60.
11. Mazumder J., Schifferer A., Choi J. Direct materials deposition: designed macro and microstructure. Mater. Res. Innovat 1999; 3; 118-31.
12. Keicher D.M, Smugersky JE. The laser forming of metallic components using particulate materials. J Metals 1997; 49(5); 51-4.
13. Milewski JO, Lewis GK, Thoma DJ & et al. Directed light fabrication of a solid metal hemisphere using 5-axis powder deposition. J Mater Process Tech 1998; 75 (1-3); 165-72.
14. LONG Ri-sheng, LIU Wei-jun, XING Hua-bing. Numerical simulation of thermal behavior during laser metal deposition shaping. Trans. Nonferrous Met. Soc. China 18 (2008) 691-699.
15. L. Thivillon, Ph. Bertrand, B. Laget, I. Smurov, Potential of direct metal deposition technology for manufacturing thick functionally graded coating and parts for reactors components, Journal of Nuclear Materials, 385 (2009) 236-241.

**ИЗМЕНЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ПРИ ИХ ШЛИФОВАНИИ КОНИЧЕСКИМ ДВУХСТОРОННИМ КРУГОМ***Белорусский национальный технический университет**Минск, Беларусь*

*Приведены результаты экспериментального изучения изменения микротвердости, шероховатости и остаточных напряжений 1 и 2 родов в поверхности зубьев цилиндрических шестерен ( $m = 4-6,5$  мм,  $z = 21-56$ ) при их шлифовании коническим двухсторонним кругом. Установлены основные закономерности указанных процессов для различных марок легированных сталей.*

Операция зубошлифования коническим 2-х сторонним кругом является достаточно распространенным методом обработки зубьев цилиндрических шестерен, обеспечивающим 5 – 6 степени точности их поверхностей по ГОСТ 1643–81.

Обработка деталей производилась на станках моделей 5М841 и 5843. Особенность этих станков -- большая универсальность, простота обслуживания и профилирования шлифовального круга, возможность обработки зубчатых колес с большим диаметром и модулем. Производительность их ниже, чем станков с профильным кругом, но точность обработки выше. Распространенность данного метода обработки на предприятиях объясняется их простотой и дешевизной по сравнению со станками, работающими тарельчатыми и червячными кругами.

Исследовались шероховатость ( $R_a$ ), микротвердость ( $H_{\mu}$ ), значения и знак остаточных напряжений 1-го и 2-го родов ( $\sigma_1$  и  $\sigma_2$ ) в поверхностном слое зубьев шестерен.

Эти показатели существенно влияют на эксплуатационные свойства зубчатых колес. В частности, шероховатость и микротвердость поверхности зубьев влияют на контактную и усталостную прочность и выносливость, а шероховатость поверхности зубьев – на коэффициент трения между зубьями. Остаточные напряжения оказывают влияние на контактную прочность и прочность зубьев при изгибе.

В настоящее время данный вопрос мало изучен, что подтверждает актуальность наших исследований. В действующих технологических процессах значения твердости поверхности зубьев после зубошлифования указываются такими же, как и после химико-термической обработки (ХТО), а величины остаточных напряжений вообще не приводятся.

Исследования выполнялись в производственных условиях МАЗа и МЗШ, а рентгеновские исследования остаточных напряжений производились в Физико-техническом институте АНБ.

Объектами исследования являлись шестерни коробки перемены передач трактора МТЗ и автомобиля МАЗ со следующими параметрами:

1. Шестерня 1522–2407122,  $m = 6,5$  мм,  $z = 56$ , материал детали – сталь 25ХГТ;
2. Шестерня 5336–2405028А,  $m = 4,5$  мм,  $z = 21$ , материал детали – сталь 20ХНЗА.

Измерение вышеуказанных параметров осуществлялось на 4-х диаметрально расположенных зубьях шестерен. Партия деталей составляла 15 штук, а количество замеров – 60.

Все детали партии были промаркированы, ХТО выполнялась в одном безмуфельном агрегате, а зубошлифование на одном станке при неизменных режимах обработки. Этим обеспечивалась сопоставимость результатов опытов.

Для проведения исследований была предложена методика, основными особенностями которой являлось:

1. Использование методов однофакторной математической статистики, в частности, методов однофакторного регрессионного и корреляционного анализа, которые позволяют установить форму и степень тесноты взаимодействия между парами факторов в реальных условиях.

2. Получение информации об исследованных процессах с помощью пассивного эксперимента в наилучшей степени обеспечивающего соответствие природы эксперимента исследуемому процессу и позволяющему использовать полученную с его помощью модель этого процесса в реальных условиях его выполнения.

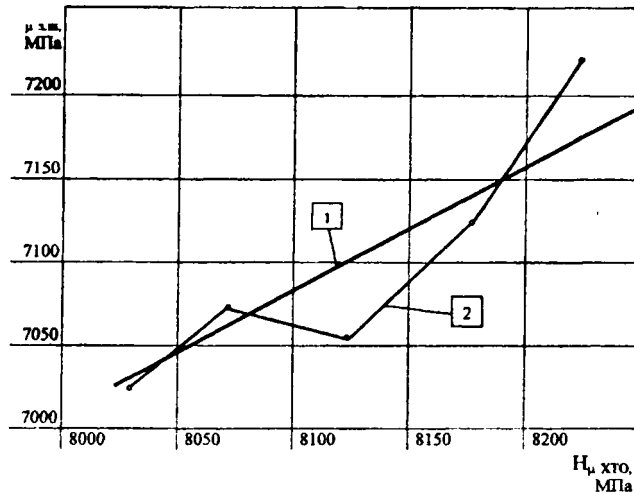
При исследовании формы взаимосвязи значений исследованных показателей качества поверхности зубьев после зубошлифования ( $\bar{y}$ ) с их исходными значениями ( $\bar{x}$ ) были рассмотрены две зависимости:

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

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

где  $a, b, c, d$  и  $e$  – постоянные коэффициенты.

Для оценки формы взаимосвязи  $\bar{y} = f(\bar{x})$  были рассмотрены эмпирические линии регрессии (см. рисунок 1) и выполнен анализ ряда характеристик.



1 – теоретическая линия регрессии ( $\bar{y} = 2538 + 0,57\bar{x}$ ); 2 – эмпирическая линия регрессии

Рис. 1. – График взаимосвязи величин  $H_p$  после зубошлифования с их исходными значениями после ХТО (сталь 25ХГТ)

Были рассчитаны значения следующих показателей для зависимостей (1) и (2): остаточная сумма квадратов  $S$ , критерий Фишера  $F$  адекватности модели, средняя относительная ошибка  $\epsilon_{ср.}$  уравнения связи, критерий Стьюдента для оценки достоверности значений коэффициентов  $b, c, d$  в уравнениях (1) и (2).

Если получали  $F < F_{табл.}$  (для рассматриваемых условий в большинстве случаев  $F_{табл.} = 1,65$ ), то гипотезу адекватности принимали.

Оценка степени тесноты взаимосвязи исследованных показателей качества после зубошлифования с их исходными значениями проверялась на основе расчета коэффициента корреляции  $r_{xy}$  между указанными значениями, теоретических  $\eta_t$  и эмпирических  $\eta_e$ , корреляционных отношений.

Существенность в различии между  $\eta_e$  и  $\eta_t$ , а также  $\eta_t$  и  $r_{xy}$  оценивали с помощью критерия Романовского. Наши расчеты показали несущественность в различии между указанными характеристиками для всех исследованных показателей и условий обработки, что является одним из доказательств линейного характера рассматриваемых зависимостей. Значимость величин  $r_{xy}$  проверялась с помощью  $t$  – критерия Стьюдента; при  $t \geq 2,6$  достоверность оцениваемых с его помощью значений гарантируется с вероятностью  $P \geq 0,99$ .

Определение фактической вариативности исследованных показателей до и после зубошлифования выполнено с помощью среднего квадратического отклонения  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$  каждого показателя соответственно до и после зубошлифования. Нами установлено [3], что распределение исследованных показателей подчиняется нормальному закону. Поэтому, определив экспериментально значения  $\sigma_x$  и  $\sigma_y$ , можно принять предельное поле рассеяния рассмотренных параметров  $x$  и  $y$  как  $6\sigma_x$  и  $6\sigma_y$  при 0,27%-ном уровне значимости [3]. Для оценки возможной степени изменения каждого из рассмотренных параметров качества поверхности зубьев в процессе зубошлифования были рассчитаны коэффициенты уточнения:

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

где  $\bar{x}$  и  $\bar{y}$  – средние арифметические значения данного показателя качества до и после зубошлифования.

Для установления общих закономерностей образования погрешности исследованных показателей на операции зубошлифования было выполнено разложение их общей дисперсии после данной обработки  $\sigma_y^2$  на  $\delta_{yx}^2$ , характеризующей влияние исходных погрешностей (в данном случае после ХТО) и  $\sigma_{yx}^2$ , характеризующей влияние погрешностей самого процесса зубошлифования, т.е.

$$\sigma_y^2 = \delta_{yx}^2 + \sigma_{yx}^2 = b^2 \sigma_x^2 + \sigma_y^2 (1 - r_{xy}^2) \quad (4)$$

Были определены части общей дисперсии результирующей погрешности, одна из которых возникает на самой операции зубошлифования ( $A$ ), а другая перенесена с предыдущей операции ( $B$ ):

$$A = \frac{\sigma_{yx}^2}{\sigma_y^2} \cdot 100 \quad (5)$$

$$B = \frac{\delta_{yx}^2}{\sigma_y^2} \cdot 100 \quad (6)$$

Основные результаты выполненных исследований приведены в таблице.

Значения  $a$ ,  $b$ ,  $\epsilon_{cp}$  и  $F$  даны для зависимости между значениями различных показателей качества до и после зубошлифования, описываемых уравнением (1). Так как для зависимости вида (1) значения  $\epsilon_{cp} = 7,1 - 18,7$ , значения  $S$ ,  $F$ ,  $t$  находятся в допустимых пределах, то зависимость (1) является предпочтительней зависимости (2), требующей более трудоемких расчетов при ее установлении и использовании.

В зависимости (1) значения " $a$ " характеризуют часть средней арифметической величины каждого из рассмотренных показателей, возникающей на самой операции зубошлифования. Наименьшая величина " $a$ " характеризует максимально допустимое среднее значение соответствующего показателя качества после зубошлифования при условии пренебрежения исходными погрешностями, т.е. позволяет оценить точностные возможности станочной системы на данной операции.

Значения " $b$ " показывают, какая часть среднего исходного значения данного параметра переносится на его среднюю величину после зубошлифования. Чем больше " $b$ ", тем в меньшей степени при зубошлифовании происходит качественное изменение исходного набора значений того или иного показателя при данной операции.

Оценку возможных пределов количественного изменения параметра при данной операции позволяет дать значение " $V$ ".

Величины  $\eta_x$ ,  $\eta_y$  и  $r_{xy}$  прямо пропорциональны соответствующим значениям " $b$ " и обратно пропорциональны значениям " $V$ ". Это следует из формулы:

$$b = r_{xy} \frac{\sigma_y}{\sigma_x} \quad (7)$$

Поэтому наиболее тесная связь с исходными значениями наблюдается (см. таблицу 1) у показателей  $H_\mu$  и  $\sigma_2$ , абсолютные значения которых при зубошлифовании изменяются в наименьшей степени, а менее тесная взаимосвязь у показателей  $R_a$  и  $\sigma_1$ , абсолютные значения которых в процессе зубошлифования изменяются значительно.

С помощью величин  $A$  и  $B$  можно оценить, какая доля дисперсии того или иного показателя возникает на самой операции зубошлифования, а какая переносится с предыдущей операции. Чем меньше степень изменения абсолютного значения того или иного показателя в процессе зубошлифования ( $V$ ), тем большая доля его дисперсии наследуется с предыдущей операции (ХТО) и наоборот. Эта информация позволяет наметить пути управления рассматриваемыми параметрами, достижимыми после данной операции.

Таблица 1 – Значения основных статистических характеристик исследованных параметров

Операции обработки предшествующая и рассматриваемая	Материал зубчатых колес	Основные статистические характеристики														А, % шлиф	В, % (ХТО)		
		$\bar{x}$	$\bar{y}$	$S_x$	$S_y$	$\nu = \frac{\bar{x}}{\bar{y}}$	a	b	$\eta_s$	$\eta_T$	$r_{xy}$	$t_r$	$\epsilon_{cp}$	F					
ХТО – зубошлифованная																			
		25ХГТ	8250	7240	1375	1206	1,14	2538	H <sub>ц</sub> , МПа		0,57	0,68	0,66	0,65	9,5	7,1	0,82	58,0	42,0
		20ХН3А	7700	7000	1283	1167	1,1	2150	0,63	0,85	0,8	0,69	11,2	8,9	0,85	51,0	49,0		
									R <sub>a</sub> , мкм										
		25ХГТ	3,0	1,3	0,5	0,2	2,5	0,88	0,14	0,42	0,4	0,35	9,7	11,3	0,8	87,5	12,5		
		20ХН3А	1,35	0,8	0,22	0,13	1,68	0,48	0,24	0,49	0,42	0,4	11,5	12,5	0,75	82,0	18,0		
									$\sigma_1$ , МПа										
		25ХГТ	-840	1300	-140	216,7	-0,65	552	-0,89	0,64	0,61	0,58	4,25	12,5	0,86	66,0	34,0		
		20ХН3А	-940	1540	-156	257	-0,6	600	-0,98	0,66	0,63	0,6	4,6	11,6	0,77	64,0	36,0		
									$\sigma_2$ , МПа										
		25ХГТ	560	750	93,3	125	0,75	263	0,87	0,65	0,68	0,65	5,8	18,7	0,95	58,0	42,0		
		20ХН3А	580	730	96,6	121,7	0,79	278	0,78	0,68	0,65	0,62	8,5	18,5	0,93	57,0	43,0		

## Выводы

В результате обработки экспериментальных данных установлено, что при зубошлифовании происходит снижение микротвердости поверхности зубьев на 700–1000 МПа, уменьшение параметра шероховатости  $R_a$  с 3,0 до 0,8 мкм для обоих исследованных материалов.

Остаточные напряжения 1-го рода  $\sigma_1$  из сжимающих порядка 800–950 МПа переходят в разряд растягивающих в пределах 1300–1550 МПа, а напряжения 2-го рода  $\sigma_2$  увеличиваются в среднем в 1,3 раза. Такой характер изменения твердости и остаточных напряжений является неблагоприятным фактором с точки зрения надежности работы зубчатых колес.

Значения общей части дисперсии  $A$  (создаваемой при зубошлифовании) исследованных параметров для шестерен, изготовленных из стали 25ХГТ, несколько превышают эти значения для деталей из стали 20ХНЗА. Так величина  $A$  по параметру  $H_u$  для стали 25ХГТ больше по сравнению со сталью 20ХНЗА на 12%; по  $R_a$  – на 6,3%; по  $\sigma_1$  – на 3% и по  $\sigma_2$  – на 3,5%.

Полученные данные позволяют моделировать изменения качества поверхности зубьев шестерен при зубошлифовании двусторонним коническим кругом, дают объективные характеристики этой операции для различных обрабатываемых материалов и позволяют выполнять как прогнозирование возможностей процесса зубошлифования, так и оптимизацию требований к исходным значениям качества поверхности зубьев перед зубошлифованием.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Производство зубчатых колес./ Под ред. Б.А. Тайца. –М.: Машиностроение, 1990. –463 с. 2. Соломин И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. –М.: Машиностроение, 1972. –215 с. 3. Кане М.М. Статистический анализ изменения параметров точности цилиндрических зубчатых колес при шевинговании. – М: Вестник машиностроения, №5, 1990. С. 24–27.

УДК 621.373.826

Кобяков О.С., Спиридонов Н.В., Кукин С.Ф., Бузун Е.Л.

### ЛАЗЕРНОЕ УПРОЧНЕНИЕ ФРИКЦИОННЫХ МЕХАНИЗМОВ УЗЛОВ СЦЕПЛЕНИЯ ТРАКТОРА «БЕЛАРУС»

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Минский тракторный завод (МТЗ)*

*В статье рассмотрены проблемы повышения износостойкости и ресурса узлов сцепления трактора «Беларус» с использованием разработанной технологии лазерной поверхностной закалки*

Многолетняя эксплуатация тракторов производства РУП «Минский тракторный завод» показала, что тракторная техника может эксплуатироваться в течение 25–30 лет с минимальными затратами на техническое обслуживание и ремонтные издержки. Средняя наработка на отказ по сравнению с тракторами Российского производства: ЛТЗ-155А, ЛТЗ-60АВ, К-700, К-70 и отечественных тракторов: МТЗ-80, МТЗ-82, МТЗ-1221, МТЗ-1522 почти в 2–2,5 раза превосходят Российские. Сравнительный анализ эффективности тракторов МТЗ-80 и МТЗ-82 с аналогичными тракторами фирмы «John Deere» (США) моделей 6200 и 6200 со всеми ведущими колёсами показали несравненное преимущество отечественной техники. По таким параметрам, как: безотказность, цена, стоимости одного мотто-часа, отечественная техника дешевле тракторов фирмы «John Deere» в 5 раз. Затраты на ремонтные работы тракторов производства США в 5,5 раз больше, чем тракторов «Беларус» [1].

Учитывая новизну конструкции механизмов узлов сцепления и жёсткие требования к прочностным, износостойким характеристикам, сохранению линейных размеров детали разработка технологии термоупрочнения с использованием современной лазерной техники является крайне актуальной проблемой.

Исследования процессов лазерного термоупрочнения осуществлялись с помощью лазерной установки непрерывного излучения «Комета-2» мощностью 1,5 кВт с длиной волны излучения 10,2 мкм.



Для точного позиционирования и перемещения образцов и деталей в процессе закалки использовалась установка с ЧПУ марки РУХ-4. Мощность излучения в процессе экспериментов находилась в пределах 1 - 1,2 кВт при среднем диаметре пятна нагрева 2,5 - 3 мм.

Исследования параметров структуры металла осуществлялись с использованием металлографического структурного анализа шлифов на микроскопе «Mef-3» фирмы «Reichert» (Австрия). Измерение микротвердости зон упрочнения проводились с помощью микротвердомеров ПМТ-3, а также «Micromet-П» при нагрузке 100 и 200 г и времени экспозиции 10 с по ГОСТ 9450-76. Измерение линейных размеров зон упрочнения осуществлялось на бинокулярном микроскопе МБС-9, снабженном микрометрической оптической линейкой с ценой деления 0,01 мм.

Шероховатость поверхности образцов измерялась профилографом-профилометром мод.252А завода «Калибр». Износостойкость исследована на машине трения СМТ-1 по схеме «диск-колодка», в условиях граничной смазки в масле «Индустриальное-20».

В процессе упрочнения деталей барабанных механизмов узлов сцепления, основным технологическим требованием является сохранение линейных размеров и формы деталей в пределах поля допусков. Поле допусков отклонения линейных размеров детали, в результате предшествующей термообработки, не должно превышать величину от 0,01 мм до 0,07 мм. Учитывая сложную конфигурацию деталей (Рис. 1 а, б) к процессу лазерного термоупрочнения торцевых поверхностей предъявляются жёсткие требования. Изменения линейных размеров контролируется в нескольких направлениях, основными из которых, является радиальное смещение упоров относительно центра, а также изменение расстояния между пазами упоров дисков сцепления.

В спаренном барабане имеется 8 пазов, между которыми необходимо соблюдать строго фиксированное расстояние, с учётом допустимых размеров 25-0,2 мм. Внутри барабана размещены диски сцепления (рис. 2.), изготовленные из закаленной стали 65-Г, одни из которых являются ведущими, а другие ведомыми. В процессе работы диски сцепления обеспечивают фрикционное взаимодействие и крутящий момент на центральной силовой вал привода трактора. Концы дисков упираются в торцевые стенки детали «Барабан 2822 – 1701070» и свободно перемещаются внутри пазов без перекосов и заклинивания, вызывая повышенный износ торцовых поверхностей барабана.

Для обеспечения необходимого скольжения дисков по поверхности упоров рельеф и шероховатость поверхности торцов барабанного механизма должны отвечать заданным требованиям, что определяется предварительной механической обработкой пазов барабана. Механическая обработка торцовых поверхностей барабанов осуществляется на финишных операциях методом чистового фрезерования, что обеспечивает формирование микрорельефа поверхности Hmax до 32-35 мкм. Величина минимальной твёрдости упрочнённых поверхностей, должна быть не ниже 47 HRC. С целью повышения прочностных и износостойких свойств деталей узлов сцепления на РУП «МТЗ» было опробовано несколько методов термоупрочнения, включая объёмную закалку деталей и нагрев ТВЧ. Использование объёмного нагрева было полностью исключено в связи с очень сильным искажением формы, короблением, деформацией и окислением металла в результате высокотемпературного (до 900- 950°С) нагрева в окислительной воздушной атмосфере.

Технология закалки торцов барабанов с помощью индуктора ТВЧ, вводимого в пазы барабана, позволила получать закалённые слои металла с относительно невысокой твёрдостью. Основной проблемой, возникающей вследствие предшествующей термообработки, являлось изменение формы детали за счёт деформации упоров барабана.

Нами были проведены исследования по замене энергоёмкого, малопроизводительного процесса закалки ТВЧ на использование локального высококонцентрированного теплового источника – лазерного нагрева. Сфокусированный лазерный луч с помощью фокусирующей водоохлаждаемой головки перемещается вдоль торцов детали с заданной скоростью. Основные параметры процесса лазерного термоупрочнения представлены в таблице 1.

**Таблица 1 – Основные параметры процесса лазерного термоупрочнения**

Выходная мощность лазера (кВт)	Диаметр пятна нагрева (мм)	Скорость движения пятна (мм/мин)	Длина упрочняемых упоров (мм)	Средняя величина микротвердости (МПа)	Микроструктура металла
1,0-1,1	3,0-3,5	1300	75 мм - с одной 75 мм - с другой стороны	9000-9500	Мелкодисперсный игольчатый мартенсит

С использованием режимов, близких к оптимальным, нами была отработана технология лазерной заправки, обеспечивающая минимальные поковки, изменение формы и размеров детали.

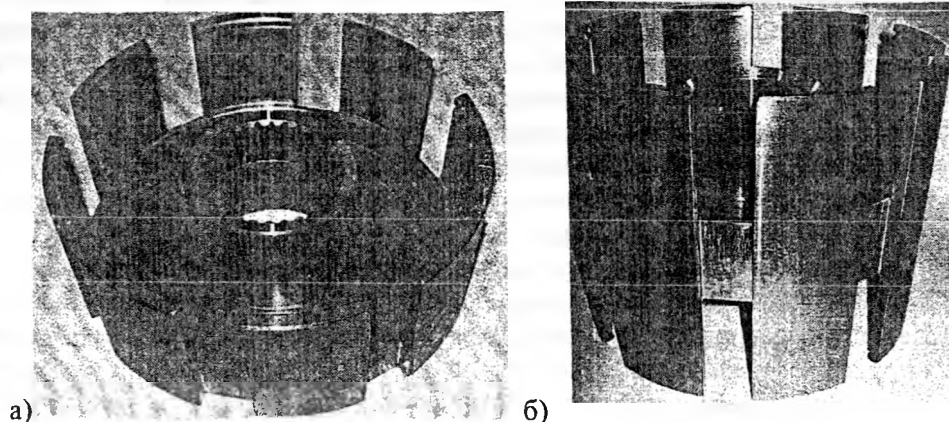
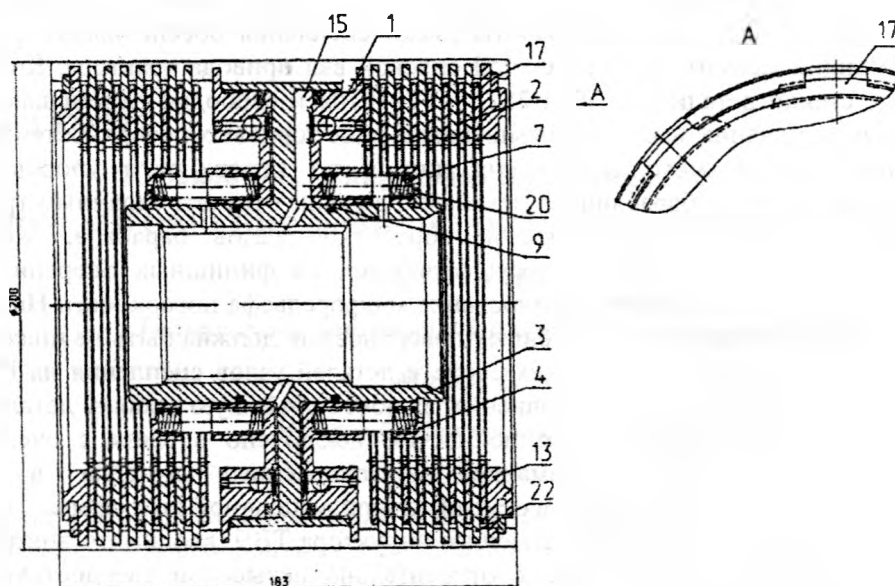


Рис. 1. – Внешний вид одиночного (а) и двойного (б) фрикционного барабана (2822-1701070) узла сцепления трактора «Беларус»



1 – корпус фрикциона; 2- промежуточные диски; 3 – паз кольца; 4 – гидроцилиндр; 7 – пружина; 9 – стопорное кольцо; 13 – упоры дисков; 15 – емкость для масла; 17 – стопорные кольца упоров; 22 – ведущие диски

Рис. 2. – Сборочный чертеж фрикционного механизма узла сцепления, деталь – «фрикцион 2822-1701070»

В таблице 1.2 приводятся результаты замеров двойных (спаренных) фрикционов сцепления. Как видно из полученных измерений, размеры деталей, после лазерного упрочнения, полностью соответствуют требованиям по чертежу и находятся в поле допусков. Почти полное отсутствие изменения линейных размеров после заправки позволяет без дополнительной рихтовки и доводочных операций непосредственно использовать детали для сборки фрикционных механизмов сцепления

Таблица 1.2 – Таблица замеров изменения линейных размеров детали «Барабан 2822-1701070» фрикционного механизма узла сцепления до и после лазерного термоупрочнения

№ раз-мера	Размер по чертежу или техпроцессу	Номер детали / сторона	Действительные размеры				После лазерного термоупрочнения, мм			
			До лазерного упрочнения, мм							
1	25+0,33	1/1	25,0				25,0	25,0	24,98	25,0
							25,01	25,0	25,0	25,01
2	Ø184+0,75	1/2	183,60	183,50	183,62	183,62	183,65	183,45	183,65	183,60
3	25+0,33		25,02-25,04				25,04	25,06	25,01	25,04
4	Ø184+0,75	2/1	25,0-25,02				25,05	25,08	25,10	25,04
							25,02	25,02	24,92	24,98
5	25+0,33	2/2	183,84	183,90	183,74	183,82	183,75	183,85	183,61	183,75
6	Ø184+0,75		183,74 183,76 183,70 183,48				25,6	25,04	25,0	25,02
7	25+0,33	2/2	25,0-25,02				25,01	25,0	25,0	24,96
8	Ø184+0,75						24,92	25,02	25,0	25,0
			183,44	183,62	183,72	183,72	183,33	183,61	183,69	183,65

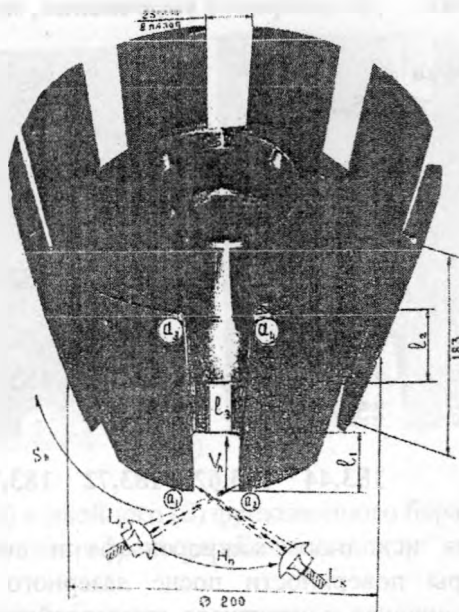
Исследование влияния исходного микрорельефа и состояния поверхности упрочняемых деталей, а также параметры поверхности после лазерного термоупрочнения имеют большое практическое значение при анализе контактного взаимодействия пар трения в процессе реальной эксплуатации.

Лазерное термоупрочнение металлов можно рассматривать как специфический метод обработки материалов, в результате которого происходит значительное изменение профиля поверхности и шероховатости от первоначальных значений с одновременным изменением структурных, фазовых, физико-механических и износостойких свойств металла [2]. При закалке стали 45 из твёрдой фазы, поверхность деталей определяется предшествующей механической обработкой и практически не изменяется при лазерной обработке. Величина наибольшего выступа  $H_{max}$  составляла 17,5 мкм, глубина наибольшей впадины  $H_{min}$  – 17,7 мкм. Параметры записи профилограмм осуществлялись при вертикальном увеличении ( $\times 1000$ ), горизонтальном ( $\times 50$ ) при скорости перемещения датчика 6 мм/мин. Следует отметить, что лазерная термообработка с оплавлением поверхности способствует значительному изменению профиля поверхности и шероховатости.

В зависимости от режимов закалки значения  $R_z$ , а также  $H_{max}$  и  $H_{min}$  существенно изменяются. В любом случае наибольший практический интерес представляет оценка влияния величины  $H_{max}$  на фактическую площадь опорной поверхности взаимодействующих пар трения. В нашем случае такой парой служат поверхности промежуточных дисков и торцевые поверхности барабана сцепления. Учитывая рельеф поверхности, фактическая площадь касания контактирующих поверхностей будет меньше номинальной. По нашим оценочным данным фактическая площадь касания сопряжённых поверхностей может составлять 75-80 % от номинальной площади.

С использованием разработанной технологией лазерного термоупрочнения нами были упрочнены 5 барабанов узла сцепления и произведены замеры деталей до и после лазерной термообработки. Лазерное термоупрочнение осуществлялось по технологической схеме показанной на рис. 3. В процессе закалки деталей, упрочнялось 16 поверхностей в верхней части и 16 поверхностей в нижней части детали, при общей длине упрочняемой торцевой поверхности 183 мм. Замерами микротвёрдости упрочнённых поверхностей на образцах-свидетелях было установлено, что средняя твёрдость поверхности пазов составляет 9500-9800 МПа, что удовлетворяет требованиям заданной твёрдости металла. В результате, фазовых, структурных и аллотропических превращений происходящих в металле при высокоскоростном (104-108°C/с) лазерном нагреве и охлаждении [3]. В приповерхностной зоне металла формируется слой, состоящий, в основном, из мелкодисперсного игольчатого мартенсита, обладающего высокой твёрдостью и износостойкостью (рис. 4.). Микроструктура зон термоупрочнения имеет слоистое строение, состоящее из мартенситной структуры (рис. 5.), ниже которой расположена переходная область состоящая частично из мартенсита и ферритно-цементитной фазы, а ниже слой из зернистого перлита.

Измерением износостойкости закалённого металла было установлено, что в результате лазерной закалки стали 45 из твёрдой фазы по расчётным данным коэффициента стойкости  $K_{ст}$  стойкость металла к изнашиванию в условиях трения с граничной смазкой, возрастает до 3 раз.



$a_1$  и  $a_2$  – установка исходной позиции лазерного луча;  $l_1$  и  $l_2$  – длина упрочняемых поверхностей;  $V_n$  – скорость перемещения лазерного луча по поверхности упоров;  $L_r$  – лазерная фокусирующая головка;  $L_k$  – лазерный кабель транспортировки излучения;  $S_n$  – направление вращения детали;  $H_n$  – установка положения лазерной головки

Рис. 3. – Технологическая схема лазерного термоупрочнения детали «барабан 2822-1701070» фрикционного механизма узла сцепления трактора

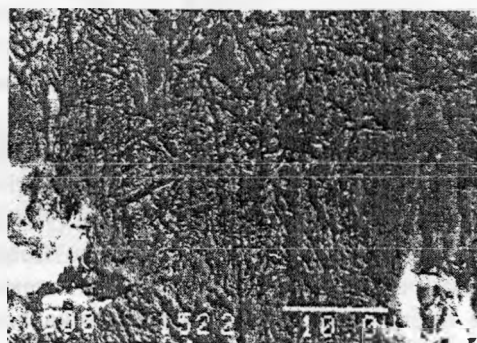


Рис. 4. – Микроструктура поверхности стального образца (сталь 45) после лазерной закалки. x 1800. Электронная сканирующая микроскопия

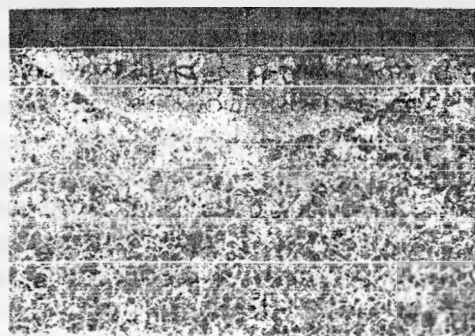


Рис. 5. – Слоистая структура упрочненного слоя. Состоит из структурных зон: мартенсит, мартенситно-ферритно-цементная смесь, зернистый перлит. Сталь 45, x 270

Стендовые испытания упрочнённых деталей в испытательном цехе РУП «МТЗ» (с. Обчак) при количестве циклов испытаний 2000 -- показали полное отсутствие следов износа на упрочнённой поверхности упоров.

На предприятии РУП «МТЗ» при освоении технологии лазерной закалки деталей будет использован лазерный автоматизированный комплекс mls-2-3df-b производства компании «Рухсервомотор» (Беларусь), укомплектованный иттербиевым волоконным лазером ЛС-2 производства НТО «ИРЭ-Полюс» (Россия). Использование многокоординатного лазерного комплекса отечественного производства взамен планировавшейся ранее 6-ти осевого робота манипулятора производства фирмы KUKA типа KR30NA (Германия) позволило на 30% уменьшить стоимость закупаемого технологического оборудования. Второй вариант соответствует разработанному нами эскизному проекту, и рекомендациям РУП «МТЗ» на технологическое оборудование лазерного комплекса.

Использование многокоординатного лазерного комплекса с числовым программным управлением и электроавтоматикой позволит осуществлять лазерное термоупрочнение деталей широкой номенклатуры.

Технология лазерного упрочнения, разработанная в НИИЛ плазменных и лазерных технологий НИЧ БНТУ, позволяет осуществлять закалку трёх модификаций узлов сцепления, увеличить износостойкость деталей до трёх раз, повысить надёжность и безотказность работы тракторной техники.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Шпилько В.В. Драгайцев В.И.. зарубежная сельскохозяйственная техника. Нормативно-справочный материал для определения экономической эффективности. – М.: МСХП РФ, 1997. 2. Кобяков О.С., Спиридонов Н.В. Каленик А.М.. Технологические особенности лазерного термоупрочнения внутренних плоских поверхностей деталей машин лучом лазера / В сб. «Теория и практика машиностроения». – УП «Технопринт», №2/ 2005. – с.10 – 13. 3. Тарасова Т.В., Сайдумаров К.В., Кривоушина О.А. Разработка научных основ процессов лазерного моделирования поверхностей сталей и сплавов/ ГОУ ВПО «МГТУ им. Н.Э. Баумана». М: – с.371 – 382.

УДК 621.95

Колесников Л.А.

### УЧЕТ ЗАПАЗДЫВАНИЯ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ОТ ТОЛЩИНЫ СРЕЗА ПРИ МАТЕМАТИЧЕСКОМ МОДЕЛИРОВАНИИ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Проведено математическое моделирование эксперимента по срезанию синусоидального выступа. Показано, что экспериментально наблюдаемое отставание силы резания от толщины среза объясняется колебательными свойствами системы, а не специфическими явлениями в зоне резания. Предложено не учитывать запаздывания силы резания при математическом моделировании процессов резания.*

Отставание силы резания от толщины среза (запаздывание) в теории резания представляется одной из главных причин возникновения вибраций при обработке лезвийным инструментом [1, 2]. Общепринято, что причиной запаздывания являются специфические процессы, происходящие в зоне резания.

Классический подход для определения величины запаздывания силы при резании описан в работе И.Г. Жаркова [3]. Он включает в себя синхронное измерение силы резания и толщины среза при обработке поверхности с выступами различной формы. Запаздывание силы резания, измеренное в ходе этих экспериментов, достигает величины 3...5 миллисекунд. Такие относительно большие значения могут вызывать парадоксальные результаты при математическом моделировании процессов резания. Поэтому возникает необходимость найти другое объяснение полученным результатам.

Для этого проведем анализ результатов экспериментов [3] по определению запаздывания силы резания от толщины среза. Модель системы «резец – деталь – датчик силы», использованной при

проведении испытаний, представлена на рис. 1. Дифференциальное уравнение для сил, действующих в системе, можно представить в виде:

$$M \frac{\partial^2 X}{\partial \tau^2} + \eta \frac{\partial X}{\partial \tau} + KX = P_{PE3}(\tau)$$

где  $X$  – перемещение;  $\tau$  – время;  $M$  – приведенная масса колебательной системы;  $\eta$  – обобщенный коэффициент вязкого сопротивления;  $K$  – обобщенный коэффициент жесткости;  $P_{PE3}(\tau)$  – зависимость силы резания от времени.

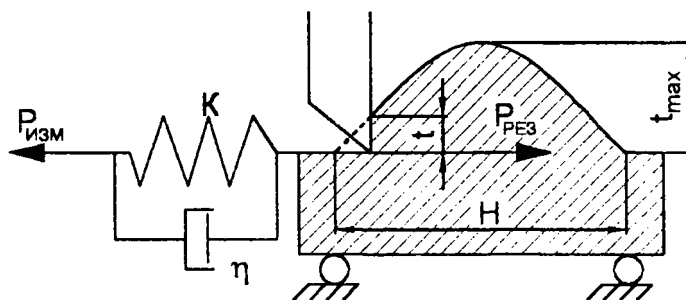


Рис. 1. – Схема сил при резании

Сила  $P_{ИЗМ}$ , измеряемая датчиком, равна реакции «пружины»,  $P_{ИЗМ}=KX$ . Очевидно, что для динамических процессов  $P_{ИЗМ} \neq P_{РЕЗ}$ . Сравним экспериментальные и расчетные составляющей силы резания  $P_z$  при строгании синусоидального выступа по уравнению (1). Зависимость силы резания принималась равной:

$$P_{PE3}(\tau) = C_0 [t_{MAX} \times \sin(\omega(\tau - \Delta\tau))]^Y,$$

где  $C_0, Y$  – коэффициенты;  $C_0=1591$ ;  $Y=0.67$ . Высота выступа  $t_{MAX}=0.5$  мм, длина  $H=5$  мм (см. рис. 1). Решение уравнения (1) с правой частью (2) производилось методом Рунге-Кутты четвертого порядка. При расчете принималось  $M=2.5$  Кг;  $K=7.9 \times 10^6$  Н/м;  $\eta=3670$  Н.с/м, значения которых приведены при описании экспериментов в [3].

Зависимости силы резания от времени, полученные в результате расчета для  $\Delta\tau=0$  (сплошная линия) и  $\Delta\tau=0.001$  секунды (штрих-пунктирная линия), приведены на рис. 2, а. Из сравнительного анализа графиков и осциллограммы (рис. 2, б) можно сделать вывод, что наиболее точное соответствие эксперименту наблюдается именно при  $\Delta\tau=0$ . Об этом свидетельствует и характер изменения расчетной силы резания (отсутствие «мертвой зоны» в начале резания), и само значение запаздывания.

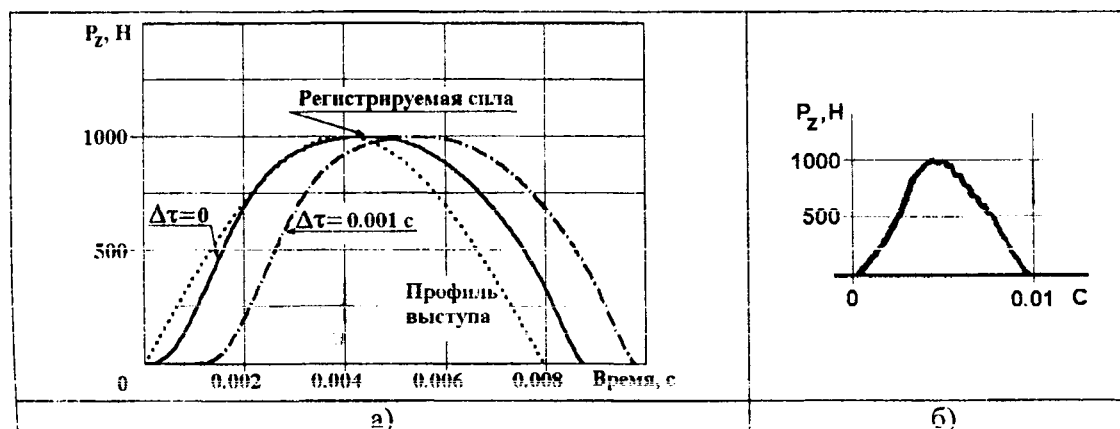


Рис. 2. – Расчетная зависимость (а) и осциллограмма (б) сил резания при строгании синусоидального выступа

Эксперименты по определению времени запаздывания при резании проводились на различном оборудовании, на материалах с различными механическими свойствами и, соответственно, при различных коэффициентах жесткости  $K$  и обобщенных коэффициентах сопротивления  $\eta$ . Поэтому целесообразно сравнить порядок величин запаздывания при расчете с нулевым запаздыванием ( $\Delta\tau=0$ ) и реально наблюдаемые.

Предварительно полезно получить аналитическую зависимость для величины запаздывания силы резания от глубины резания при строгании синусоидального выступа. При линейной зависимости силы резания от глубины резания для  $P_{РЕЗ}(\tau)$  возможно записать:

$$P_{РЕЗ}(\tau) = C \times t_{МАХ} \times \sin(\omega\tau)$$

где  $C$  – коэффициент, связывающий глубину резания с силой резания;  $t_{МАХ}$  – высота выступа;  $\omega$  – параметр формы синусоидального выступа:

$$\omega = \frac{1000 \times \pi V}{60 \times H}$$

$V$  – скорость перемещения резца, м/мин;  $H$  – длина выступа, мм (см. рис. 1.). Решение уравнение (1) с правой частью (3) при нулевых начальных условиях имеет вид [4]:

$$X = \frac{\frac{C}{M}}{\sqrt{\left(\frac{K}{M} - \omega^2\right)^2 + \left(\frac{\eta}{M}\right)^2 \omega^2}} \sin[\omega(\tau - \Delta\tau)]$$

где

$$\Delta\tau = \frac{1}{\omega} \arctg \frac{\frac{\eta}{M} \omega}{\frac{K}{M} - \omega^2}$$

Таким образом, величина  $\Delta\tau$  представляет собой запаздывание (фазовый сдвиг) между измеряемой силой  $P_{ИЗМ}$  и фактической силой резания  $P_{РЕЗ}$ .

По примеру автора [3] оценим эту величину в долях периода собственных колебаний системы  $T_0$ :

$$T_0 = 2\pi \sqrt{\frac{M}{K}}, \text{ соответственно, } f_0 = \frac{1}{T_0}$$

График зависимости  $\Delta\tau$  как функции  $T_0(f_0)$  для  $M=2.5$  Кг в диапазоне значениях  $\eta=3000\dots 5000$  Н.с/м, представлен на рис. 2. Этот диапазон  $\eta$  включает в себя все наблюдаемые значения при обработке материалов с различными механическими свойствами. Анализ результатов показывает, что расчетные величины  $\Delta\tau/T_0$  лежат в диапазоне значений, полученных в ходе экспериментов:  $\Delta\tau/T_0=0.04\dots 0.25$ .

Таким образом, как величина запаздывания  $\Delta\tau$ , так и характер изменения расчетной силы резания соответствует значениям, полученным в ходе эксперимента. Это позволяет сделать вывод, что запаздывание силы резания от толщины среза, реально наблюдаемое в эксперименте, обусловлены, в основном, упруго-инерционными свойствами системы «резец – деталь – датчик силы». Отсюда можно заключить, что при математическом моделировании процессов резания допустимо не вводить дополнительное запаздывание для силы резания  $\Delta\tau$ , обусловленное специфическими явлениями, происходящими в зоне резания.

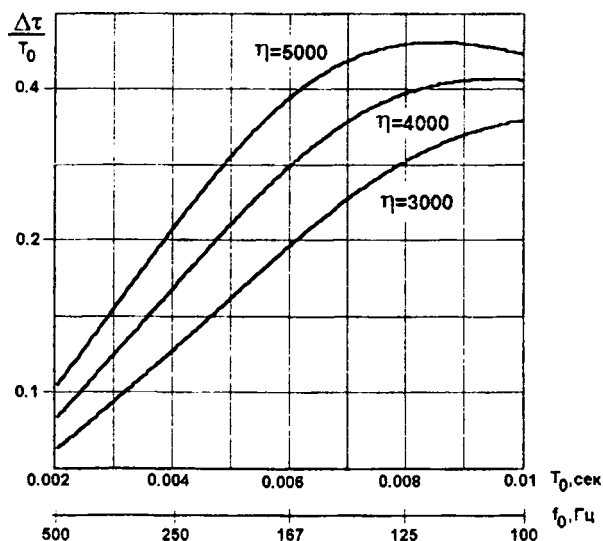


Рис. 2. – Зависимость запаздывания  $\Delta\tau$  от собственной частоты системы  $T_0$  при различных коэффициентах сопротивления  $\eta$

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Ящерицын П.И., Еременко М.Л., Фельдштейн Е.Э. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах. – Мн.: Выш. шк., 1990. – 512 с.
2. Кудинов, В.А. Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967. – 357 с.
3. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1986. – 184 с.
4. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. – М.: Наука, 1976. – 576 с.

УДК 6 21.923

Кривко Г.П., Филонов И.П., Мусихина С.Г.

### РЕГУЛЯРНЫЙ МИКРОРЕЛЬЕФ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПОДШИПНИКОВ, ПОИЖЕНИЕ ТРЕНИЯ И ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Рассмотрены особенности образования регулярного микрорельефа на сферической поверхности торцов роликов роликовых подшипников.*

*Регулярный микрорельеф позволяет улучшить условия контакта ролика со средним бортом внутреннего кольца подшипника, что приведет к уменьшению коэффициента трения между поверхностями соприкасающихся деталей. Это позволит в дальнейшем создать подшипники качения с улучшенными техническими свойствами, а следовательно с меньшими энергозатратами механизмов машин.*

*Доказано, что после перекрестного шлифования на поверхности торца роликов роликовых радиальных сферических подшипников имеет место двухрядная криволинейная шероховатость. Такая шероховатость улучшает условия смазки трущихся поверхностей, что обеспечивает снижение момента сопротивления вращению при восприятии осевой нагрузки.*

Главная задача подшипника качения обеспечение вращения с минимальным трением. Важно отметить, что идеальные контакты качения существуют только в теории. В работающем подшипнике существует микроскольжение, вызванное радиальной нагрузкой, которая приводит к деформации поверхностей и появлению пятен контакта.



Одним из факторов, влияющих на условия контакта являются параметры качества рабочих поверхностей деталей подшипника, в частности микрорельеф поверхности и его форма, которая зависит от способов финишной обработки поверхностей.

Понижение трения в подшипниках качения позволяет экономить энергоресурсы, оптимизировать производительность оборудования и уменьшить вибрацию во всех узлах оборудования, а следовательно его шумность.

Заводской опыт и результаты исследований показали, что ресурс подшипников может быть значительно увеличен, чем показывают расчеты по существующим методикам определения долговечности подшипника. Важным фактором при этом является то, что поверхности качения колец и тел качения при эксплуатации подшипников разделяются смазочным материалом, а в зону контакта не попадают инородные частицы, например, абразивные.

Во всех отраслях промышленности на Западе придается большое значение развитию бенчмаркинга. Бенчмаркинг - это искусство выявить то, что другие делают лучше, в целях повышения эффективности научных исследований, а в конечном результате эффективности производства и его конкурентно способности.

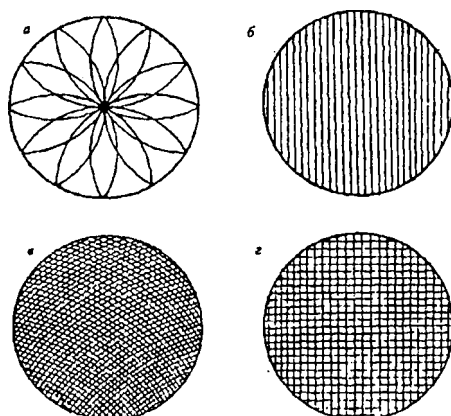
В последнее время SKF (Швеция) для расчета долговечности подшипников использует новую теорию, которая базируется на понятии предела усталостной прочности  $R_{i'}$  [1]. Предел усталостной прочности - это предельная нагрузка, при которой не происходит усталостное разрушение поверхностей контакта, работающих в идеальных условиях. Новая теория является продолжением работ Лундберга и Палгрема, которые позволяют прогнозировать долговечность подшипников в зависимости от упомянутых выше факторов, а именно наличие пленки смазочного материала между контактирующими поверхностями и отсутствие в зоне контакта инородных тел.

Важными факторами, влияющими на эксплуатационные свойства поверхности, являются технологические факторы, например, форма неровностей, полученная от определенных методов механической обработки поверхностей. Типы неровностей поверхности выбираются из таблицы 1 ГОСТ 2787-73, а условное обозначение направлений неровностей из ГОСТ 3.309-73.

На условие трения и смазки, наличия масляной пленки между контактирующими поверхностями в значительной степени влияет направление и форма неровностей.

Первые работы по исследованию влияния направлений неровностей на условия смазки и трения в подшипниках скольжения были проведены Митчелом [2]. В частности он показал, что определенное соотношение амплитуды шероховатости к толщине зазора между трущимися поверхностями дает наибольшую несущую способность и наименьшее значение силы трения.

Бартон исследовал влияние поперечной шероховатости на двух параллельных пластинах, движущихся одна относительно другой [3]. При проведении опытов предполагалось, что смазка является максвелловской жидкостью с вязкостью, зависящей как от давления, так и от температуры. Бартону удалось получить свидетельство того, что для жидкости, вязкость которой возрастает с увеличением давления, результирующая подъемная сила изменяется. Нами установлено, что направление неровной шлифованной поверхности, например, ролика зависит от способа обработки (рис. 1).



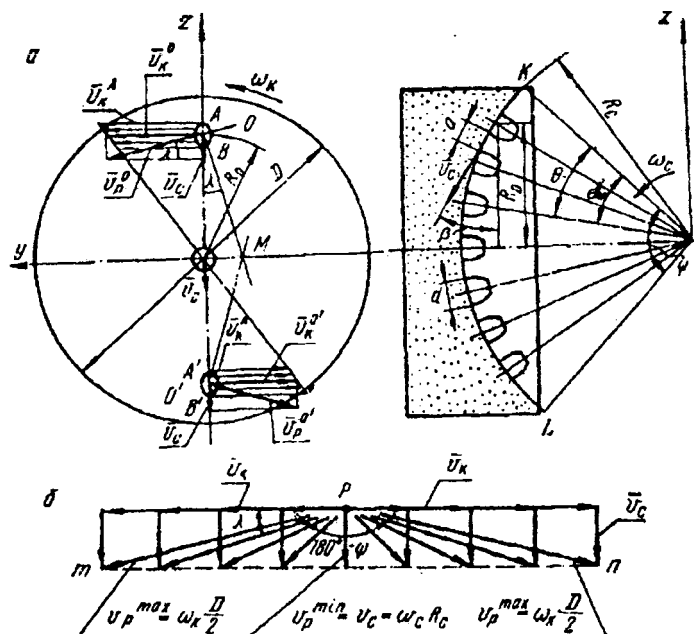
а, б - одномерные криволинейные и прямолинейные шероховатости; в, г - двумерные криволинейные и прямолинейные шероховатости

Рис. 1. – Виды шероховатости

Результирующая подъемная сила при относительном скольжении параллельных поверхностей подшипника и, если вязкость жидкости падает с ростом температуры, имеется тенденция к уменьшению указанной подъемной силы.

Чаще всего известные способы шлифования обеспечивают получение одномерных криволинейной (рис. 1., а) и прямолинейной (рис. 1., б) шероховатостей. Трущиеся поверхности с такой шероховатостью обеспечивают эффект двухмерной шероховатости.

После перекрестного шлифования на поверхности торца ролика и наружного кольца роликовых радиальных сферических подшипников имеет место двухмерная криволинейная шероховатость (рис. 1., в). В отдельных случаях можно получить двухмерную прямолинейную шероховатость (рис. 1., г). При контакте этих поверхностей получается эффект «четырёхмерной» шероховатости.



а - схема процесса шлифования торцом чашечного круга;  
б - годограф скорости резания

Рис. 2. – К определению кинематических характеристик процесса группового шлифования сферических торцовых поверхностей тел качения роликовых подшипников

Анализ методов шлифования сферических торцов поверхностей тел качения [4] и практика изготовления их на МПЗ показывают, что требуемая точность обработки и качество поверхностного слоя обеспечивается шлифованием их групповым способом торцом чашечного круга (рис. 2.). В данном случае торцовая сферическая поверхность обрабатываемых роликов формируется в результате вращательного движения сепаратора с роликами или сферического электромагнитного стола относительно шлифовального круга, который заправлен по сфере. Плоскость вращения сепаратора совпадает с плоскостью симметрии шлифовального круга. Производительность процесса обработки по данной схеме определяется количеством одновременно обрабатываемых деталей и скоростью съема припуска, зависящей от частот вращения сепаратора и шлифовального круга, а также режущей способности последнего. Качество обработанной поверхности характеризуется не только шероховатостью, но и направленностью следов абразивного инструмента, которая зависит от соотношения частот вращения сепаратора  $\omega_c$  и шлифовального круга  $\omega_k$ . Таким образом, производительность процесса обработки и качество находятся в зависимости от кинематических и геометрических параметров, таких, как диаметр шлифовального круга  $D$ , радиус сферы обрабатываемых торцов роликов  $R_c$ , диаметр обрабатываемого торца  $d$ .

Количество обрабатываемых деталей в зоне резания

$$N_p = \frac{R_c \Psi}{S_p} = \frac{2R_c \arcsin \frac{D}{2R_c}}{d+a},$$

где  $S_p$  - расстояние между центрами двух соседних роликов, измеренное по окружности радиуса  $R_c$ ;  $a$  - расстояние между роликами.

Общее количество роликов, размещенное в сепараторе, определяется из формулы

$$\overline{V}_p = \overline{V}_c + \overline{V}_k$$

$$V_c = \omega_c R_c = \text{const}$$

$$N = \frac{2\pi R_c}{d+a}$$

Как видно из рис. 2., скорость резания изменяется как по значению, так и по направлению, и определяется векторной суммой линейных скоростей сепаратора  $V_c$  и круга  $V_k$ . Таким образом,

$$V_k = \omega_k R_0$$

где  $R_0$  — расстояние от оси вращения круга до центра торца ролика.

Как видно из годографа вектора скорости резания (рис. 1. б), скорость сепаратора остается постоянной, скорость же круга меняется от  $V_k^{\max} = \omega_k \frac{D}{2} = \omega_k R_c \frac{\sin \Psi}{2}$  до  $V_k^{\min} = V_c = \omega_c R_c$

Суммарная скорость резания

$$V_p = \sqrt{(\omega_c R_c)^2 + (\omega_k R_0)^2}$$

Направление вектора  $V_p$  определится углом  $\lambda$ :

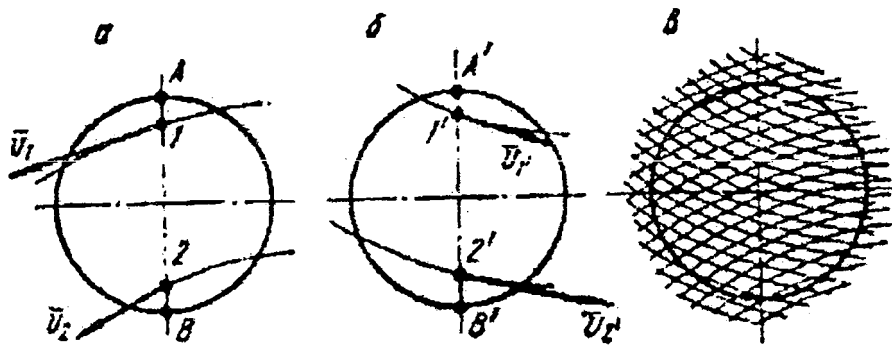
$$\operatorname{tg} \lambda = \frac{V_c}{V_k} = \frac{\omega_c R_c}{\omega_k R_0} \quad (1)$$

$$\cos \lambda = \frac{\omega_k R_0}{\sqrt{(\omega_c R_c)^2 + (\omega_k R_0)^2}} \quad (2)$$

Значение  $R_0$  определится с учетом следующих соображений. Угол  $\beta = \frac{\Psi}{2}$  за время прохождения роликом рабочей зоны изменяется от  $\beta_A = \frac{\Psi}{2}$  до 0 и от 0 до  $-\frac{\Psi}{2}$ . Тогда

$$R_0 = \omega_c R_c t \cos \left( \frac{\Psi}{2} - \omega_c t \right) \quad (3)$$

Для способа групповой обработки характерна переменная скорость резания. Это связано с изменением расстояния обрабатываемого ролика относительно оси шлифовального круга. Следует отметить, что такой способ обработки не обеспечивает равномерного абразивного воздействия на обрабатываемую поверхность. Это объясняется тем, что линейная скорость шлифовального круга и ее направление определяются положением обрабатываемой поверхности относительно рабочей поверхности круга. В период прохождения ролика через центральную зону условия съема припуска резко изменяются в связи с уменьшением линейной скорости круга. Поэтому на практике используют шлифовальные круги с центральным отверстием.



а, б, - формирование обрабатываемой поверхности на входе рабочей зоны и выходе из нее; в - сетка следов инструмента на сферической торцовой поверхности после обработки

Рис. 3. – Схема нанесения следов режущего инструмента на обрабатываемую поверхность

Равномерное абразивное воздействие на обрабатываемую поверхность и постоянное направление скоростей резания абразивных зерен способствуют формированию качественного поверхностного слоя с регулярным (упорядоченным) микрорельефом. Это существенно улучшает эксплуатационные свойства рабочих поверхностей. Образование регулярного микрорельефа важно для сохранения постоянства момента сопротивления, возникающего в зонах контакта сферического торца с бортиком кольца.

Момент сопротивления вращению при восприятии осевой нагрузки сферическими торцами роликов зависит от размеров фактических площадок контакта и распределения по ним сил трения. Последние в свою очередь зависят от наличия смазки между контактирующими поверхностями. На поверхности с регулярным микрорельефом лучше удерживается смазка, что способствует повышению долговечности роликовых подшипников.

Как видно из рис. 3. в, в результате разнонаправленного резания на обработанной поверхности образуется характерная сетка. Кривизна траектории абразивного зерна на обрабатываемой поверхности ролика зависит как от расстояния зерна от центра круга, так и от соотношения частот вращения шлифовального круга и сепаратора. Другими словами, изменение направления скоростей резания при входе ролика в рабочую зону (рис. 3. а) и выходе из нее (рис. 3. б) способствует нанесению сетки, и в результате прерывистого резания повышается режущая способность шлифовального круга. Направление и кривизна отдельных рисок (рис. 3. в) изменяются по определенной закономерности.

Высотные параметры микрорельефа и шаг микровыступов зависят от направления измерения. Это явление оказывает влияние на работу ролика в подшипнике; оно приводит к периодическому изменению сил сопротивления вращению в зонах контакта ролика с бортиком кольца. При этом нарушается устойчивое вращение роликов в подшипнике, и увеличивается износ. Чем ближе угол пересечения шлифовальных рисок на поверхности приближается к 90°, тем поверхность однороднее по параметрам макро-и микрогеометрии, а, следовательно, меньше ее износ.

Основные параметры сетки можно описать аналитически. Радиус кривизны траектории абразивного зерна, который проходит через центр ролика, находящегося на расстоянии  $R_0$  от оси круга (см. рис. 2. а), определяется из выражения:

$$p = OM \frac{R_0}{\cos \lambda} \quad (4)$$

В конкретных производственных условиях устанавливаются оптимальные геометрические и кинематические параметры, обеспечивающие наибольшую производительность. Лучшие результаты достигнуты при шлифовании торцов бочкообразных роликов с радиусом сферы 70...200 мм, диаметром обрабатываемого торца 12...50 мм, расстоянии между обрабатываемыми роликами в сепараторе  $a=3...10$  мм. При этом используется шлифовальный круг на бакелитовой связке диаметром 75...200 мм и диаметром центрального отверстия 55...170 мм. Частота вращения обрабатываемых деталей выбирается в пределах 2...30 мин<sup>-1</sup>. Скорость шлифовального круга на его периферии 17...34 м/с. При этом погрешность радиуса обрабатываемой сферы по стреле прогиба находится в пределах 2...3 мкм, шероховатость соответствует  $R_a = 0,32...0,08$  мкм.

В дальнейшем ставится задача обосновать образование регулярного микрорельефа на сферической дорожке качения наружных колец роликовых радиальных сферических подшипников, а также на образующей поверхности бочкообразных роликов, применив операции перекрестного шлифования и суперфинишерования, что в конечном итоге даст возможность повысить ресурс подшипников качения.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Общий каталог. 600 RU, SKF, 2006. - 1129с. 2. Michell A. G. M. Lubrication: Principls and Practice - London and Glasgow Blockil and Son, 1950. 3. Бартон. Влияние двухмерной синусоидальной шероховатости на характеристики несущей способности слоя смазки // Техническая механика, 1963, №2 с. 154-155. 4. Кривко Г. П. Основы совершенствования способов и технологических процессов механической обработки деталей подшипников. - Мн.: УП «Технопринт», 2001.-220 с. 5. Ящерицын П.И., Филонов И.П., Кривко Т.П. Совершенствование процессов шлифования сферических торцовых поверхностей тел качения роликовых подшипников // Доклады АН БССР, 1978, №8, с.724-727.

УДК 621.039.7

**Куликов И.С., Каменев А.Я., Климова Л.А., Глембоцкий А.В., Ширвель П.И.**

### **РАЗРАБОТКА И ПРИМЕНЕНИЕ ВЯЗКОЙ КОМПОЗИЦИИ ДЛЯ ДЕЗАКТИВАЦИИ И ОЧИСТКИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

*ГНУ Объединенный институт энергетических и ядерных исследований - Сосны ИАН Беларуси,  
Белорусский национальный технический университет  
Минск, Беларусь*

*В статье описаны возможные области применения вязкой композиции и представлены результаты патентных и литературных исследований. Авторы разработали свой вариант пасты для дезактивации и описали основные ее преимущества.*

В ядерной энергетике сформировалась особая область очистки поверхности, называемая дезактивация. Как правило, очистка производится в растворах поверхностно-активных веществ, смесей минеральных кислот с ингибиторами коррозии и т.д. Однако, существуют такие изделия, которые по весогабаритным характеристикам невозможно погрузить в раствор или необходимо очищать лишь локальные зоны изделий, в таких случаях удобнее всего использовать дезактивирующие пасты. В нашей лаборатории разработана специальная паста, с помощью которой можно очистить и дезактивировать нержавеющие и черные стали, медные, латунные, титановые, алюминиевые и других сплавы, а также керамические и стеклянные материалы, лакокрасочных и полимерных покрытия и другие материалы от наносных радиоактивных отложений.

Паста может быть также использовано в других областях народного хозяйства, где необходимо осуществлять очистку металлических поверхностей от ржавчины, окисных пленов и других загрязнений перед нанесением покрытий, для очистки сварных швов при производстве ремонтных работ, в городском хозяйстве, в сфере теплофикации, а также кузовного ремонта легковых автомобилей и ряда других областей. Паста очищает металлические и иные поверхности путем воздействия на них химически активной композицией, обладающей сорбционными свойствами, которая существует в виде вязкой, липкой массы, удерживающейся, как на горизонтальной, вертикальной, так и на потолочной плоской поверхности.

При работе АЭС в течение суток образуется до 100 г продуктов коррозии. Таким образом, с течением времени работы станции внутри первого контура количество продуктов коррозии неуклонно возрастает и при этом прогоняется через активную зону реактора, где под действием нейтронов образуется радиоактивные нуклиды. Эти нуклиды захватываются гидроокислами железа и вместе с ними осаждаются на внутренней стороне трубы главного трубопровода, на деталях насосов, в застойных зонах, в вентилях и других элементах оборудования АЭС. Вследствие этого, затрудняется обслуживание и ремонт оборудования, возрастает совокупное дозовое облучение

персонала, увеличиваются затраты на эксплуатацию АЭС. Поэтому периодически возникает необходимость в химической дезактивации оборудования, что также связано с большими затратами. Помимо этого, возникает проблема утилизации громадного количества жидких радиоактивных отходов.

Известно, что дезактивирующие растворы функционируют неэффективно, так как с поверхностью загрязненного металла контактирует незначительный объем раствора. Более эффективно используется химически активные составляющие в составе вязких композиций наносимых на поверхность в виде тонкого слоя толщиной 1-2 мм. Использование композиции не приводит к образованию большого количества ЖРО.

Суда по литературе и полученным патентам, в мире идет активный поиск новых составов гелей и вязких композиций. Например, известен способ обработки поверхности с помощью очистного геля, его применение и очистной гель [1]. Способ заключается в нанесении химически активного геля на дезактивируемую поверхность, причем, гель обладает свойством высыхания. После того, как он произвел свое функциональное действие, его удаляют с поверхности встряхиванием, обстукиванием или другим способом в виде компактных кусочков и частиц, которые впитали радиоактивные загрязнения. Гель состоит из коллоидного раствора, в состав которого входят смесь из пирогенетического кремнезема с осажденным кремнеземом, активного очищающего агента и окислительного агента, причем, в качестве активного агента используется азотная кислота, а так же  $\text{Ce}(\text{NO}_3)_4$  или  $(\text{NH}_4)_2 \text{Ce}(\text{NO}_3)_6$ . В качестве активного агента используют также соляную, серную, фосфорную кислоты и их смеси. Недостатком этого способа обработки является длительное время использования 2-5 часов и более, недостаточно высокий коэффициент очистки на уровне 10-15 крат от фиксированных на поверхности алюминия и нержавеющей стали металлических окисных отложений, образование твердых частиц сложного состава, которые могут попасть в активную зону атомного реактора, в арматуру, уплотнения, а также сложность утилизации образующейся массы.

Известен способ удаления радиоактивных загрязнений, состоящий в снятии радиоактивных загрязнений путем нанесения на очищаемую поверхность пленкообразующего состава на основе поливинилового спирта, в который вводят тонкоизмельченный клиноптилолит и карбонат натрия, или нитрит натрия [2]. После затвердения пленки, она обрабатывается раствором кислоты, с которой реагирует карбонат с выделением газа, что способствует отслаиванию покрытия. Недостатком способа является то, что данный состав не может дезактивировать поверхность нержавеющей и черной стали с фиксированными окислами и отложениями в силу отсутствия в составе пленки химически активных компонент, которые используются только на заключительной стадии в виде азотной, серной, соляной, фосфорной и щавелевой кислот для вспучивания пленки.

Известен способ удаления железо-окисных отложений с помощью пасты под названием «Целогель», предложенной сотрудником Института органической химии им. Н.Д. Зелинского В.В.Патрикеевым и состоящей из смеси соляной кислоты, уротропина, тонкоизмельченной бумаги и жидкого канторского клея или жидкого стекла, которую наносят на очищаемую поверхность и выдерживают на ней при комнатной температуре 0,5-12 часов [3]. Недостатком предложенной композиции является длительность ее воздействия, склонность к разжижению в течение времени использования, сложность приготовления, недостаточная сорбционная способность, кроме того, она с трудом наносится на очищаемую поверхность и не позволяет использовать напыление, валик, кисть.

Полученная нами паста способна дезактивировать и очищать металлические и иные поверхности оборудования АЭС от радиоактивных загрязнений, высокотемпературных отложений, окислы. Она существует в виде вязкой, липкой массы, способной удерживаться как на горизонтальной, так и на вертикальной. Воздействует на поверхность, быстро, разрушая окисные отложения, пленки, ржавчину, впитывает и удерживает продукты реакции, а после использования, остается в исходном состоянии и легко удаляется с поверхности.

Композиция прозрачна и вязка. Соотношение компонентов выбиралось из условий приготовления композита и максимально быстрого его воздействия на металло-окисные отложения и радиоактивные загрязнения.

Воздействие  $\gamma$ -облучения на предложенную композицию дозой 5-10 Мрад в течение 5 часов показало, что она под воздействием облучения сохраняет свою консистенцию и функциональные свойства.

При повышении температуры до 60-80° С композиция вспучивается и высыхает, оставаясь прозрачной, а при прокаливании обугливается и превращается в черную сажеподобную массу с минимальным выделением летучих продуктов. Таким образом, композиция после нанесения и

насыщения преобразованными радиоактивными продуктами взаимодействия может быть скомпактирована термическим разложением, и захоронена в весьма компактном виде. В состав композиции входят из простых веществ: флокулянт, сорбент и химически активная добавка, которая синергетически воздействует на поверхность, доставляя к ней химически активное вещество и сорбируя продукты реакции. Вязкая композиция может быть использована при снятии оборудования АЭС с эксплуатации с целого дезактивации массивных изделий из нержавеющей стали перед переплавкой, а также другого оборудования и механизмов поверхностно загрязняющих радионуклидами.

Композиция состоит из недефицитных, легко утилизируемых, водорастворимых компонентов и легко приготавливается на месте использования. Испытания композиции в лабораторных условиях показали, что даже застарелая ржавчина разрушается и отделяется от поверхности стали в течении 15-20 минут. Композиция может быть использована для очистки сварных швов нержавеющей сталей от сварочных окисных пленок. Композиция не содержит вредных веществ.

В настоящее время на данный состав подана заявка на изобретение.

Состав композиции может быть модифицирован в зависимости от конкретной задачи. Композиция может использоваться в широком диапазоне температур.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Способ обработки поверхности с помощью очистного геля, его применение и очистной гель. Патент RU № 2291895 C2, (G21F 9 /00, C23G 1/14, 1/02, C11B 10/02)/ ФОР Сильвен (FR), ФУРНЕЛЬ Брюно (FR), ФУЭНТ Поль (FR), ЛАЛЛО Иван (FR); Бюл. №2, 2007 г. 2. Способ удаления радиоактивных загрязнений. Патент SU №1797387 A1 (G21F 9 /28)/ Рыбаков К.А., Ковалева В.Л., Тимофеев С.Н., Назарова В.В.; Заявитель(и): Всесоюзный научно-исследовательский институт неорганических материалов им. акад. Бочвара А.А.; Бюл. №4, 1997 г. 3. Седов В.М., Крутиков П.Г., Шишкунов В.Г. Физико-химические методы исследования внутриконтурных химических процессов в системах атомных энергетических установок.-Л.-1980.-ЦНИИ Атоминформ.- ВНИИПИ Энергетической технологии, С.5.

УДК 621.039.7

Куликов И.С., Каменев А.Я., Климова Л.А., Левчук А.В., Ширвель П.И.

## ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРОЛИТНО-ПЛАЗМЕННОЙ ПОЛИРОВКИ В ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИКЕ

*ГНУ Объединенный институт энергетических и ядерных исследований – Сосны НАН Беларуси,  
Белорусский национальный технический университет  
Минск, Беларусь*

*В статье описаны процесс электролитно-плазменной полировки и ее области применения. Авторы предлагают использовать метод электролитно-плазменной полировки для дезактивации и очистки поверхности оборудования АЭС.*

В настоящее время для очистки, травления, электрополирования и дезактивации поверхности конструкционных материалов АЭС широко используются различные химически активные растворы и композиции, часто включающие агрессивные коррозионно опасные, летучие, ядовитые, горючие компоненты, в том числе на основе смесей сильных кислот.

В качестве альтернативы предложены слабые водные растворы нейтральных солей, в которых под воздействием электрического тока эффективно очищается поверхность черных, углеродистых, нержавеющей сталей и других материалов и которые легко самоочищаются от шлама и радионуклидов простым отстаиванием.

На основе экспериментальных исследований процесса очистки, полировки, дезактивации в растворах различного состава и исследований поверхности широкого круга материалов с использованием методов гравиметрии, металлографии и микроскопии, получены данные о влиянии состава сталей, их структуры, напряженного и деформированного состояния, сварки, при

кратковременной (до 8 минут) и длительной обработки (до 600 минут) на чувствительность материалов к растрескиванию, питингообразованию, межкристаллитной коррозии. Обработка проводилась как с катода, так и с анода при напряжении на электродах до 350 В. Для экспериментов в обоих случаях выбирались U-образные образцы с заневоленными концами.

Исследования показали, что химический состав образцов имеет большее влияние на технологический процесс полирования, чем структура, деформация и механические напряжения. Сварной шов полируется также хорошо, как и основной металл. Установлено, что длительная полировка приводит к истончению деформированного и напряженного образца без его растрескивания и сохранения блестящей поверхности. Полировке и очистке поддаются даже изделия из фольги толщиной более 0,1 мм. Методом электролитно-плазменной полировки получены также качественные металлографические шлифы обработанных образцов. Приготовлены демонстрационные изделия с использованием старогодных деталей сильфонной арматуры, деталей манометров высокого давления, термопарных каналов и других изделий, используемых в ядерной энергетике. Найдены универсальные составы электролитов для полировки черных, нержавеющей сталей.

**Электролитно-плазменная полировка.** В основе электролитно-плазменной обработки лежит принцип использования импульсных электрических разрядов, которые происходят вдоль всей поверхности изделия, погруженного в электролит. Совместное воздействие на поверхность детали химически активной среды и электрических разрядов создает эффект полирования изделий. В технологии плазменно-электролитной полировки обрабатываемая деталь является анодом, к которому подводится положительный потенциал от источника тока. Площадь катода должна быть не менее чем в 5 раз больше площади анода. В зависимости от приложенного напряжения при прохождении электрического тока через водный раствор электролита наблюдаются различные режимы электрических процессов вблизи анода [1]. После превышения некоторых критических величин плотностей тока и напряжения вокруг металлического анода образуется газо-плазменное облако, оттесняющее электролит от поверхности металла. При этом возникает многофазная система металл-плазма-газ-электролит, а явления, происходящие в приэлектродной области, не укладываются в рамки классической электрохимии.

При напряжении более 200 В вокруг анода образуется устойчивая пароплазменная оболочка, характеризующаяся малыми колебаниями тока при  $U = \text{const}$ . В этой области напряжений (200-350 В) происходит процесс электролитно-плазменной обработки. Плотность тока уменьшается до 0,5-1,0 А/см<sup>2</sup>. Сплошная пароплазменная оболочка вокруг анода имеет толщину порядка 50 мкм и постоянно изменяет свою форму [2].

Электрический ток в прианодной области протекает от металлического анода к электролитному катоду через сложную систему металл-плазма-газ-электролит. Напряженность электрического поля в оболочке достигает  $10^4$ - $10^5$  В/см. При температуре около 100 °С такая напряженность вызывает ионизацию паров, эмиссию ионов и электронов, необходимую для поддержания стационарного тлеющего электрического разряда в оболочке. Вблизи микровыступов напряженность электрического поля возрастает и на этих участках возникают импульсные искровые разряды [1].

В настоящее время методом электролитно-плазменной полировки производится обработка широкого класса металлов и сплавов: нержавеющая и черная стали, медь, латунь, алюминий, магний, титан, цирконий и др.

**Применение электролитно-плазменной полировки при дезактивации поверхности нержавеющей и углеродистой стали.** При работе АЭС образуются радиоактивные продукты коррозии, которые поступают в водный теплоноситель и откладываются на поверхности оборудования, входящего в состав циркуляционного контура и прочно с ней связываются. Вследствие этого оно становится радиоактивным, что затрудняет его обслуживание и ремонт. По этой причине радиоактивные отложения периодически удаляют, используя различные способы воздействия на них с целью разрушения [3].

Указанный метод электролитно-плазменной полировки пригоден для дезактивации и очистки поверхности оборудования АЭС, изготовленного из нержавеющей и черных сталей от фиксированных отложений и окалин с эффектом полировки.

Для осуществления процесса дезактивации к загрязненному изделию подключается положительный полюс источника тока повышенного напряжения, а отрицательный полюс прикладывается к металлической ванне, в которой находится электролит. При погружении изделия в электролит вокруг изделия образуется тонкая парогазовая подушка, а напряженность электрического



поля резко возрастает до уровня, когда химические, ковалентные, металлические и другие связи разрушаются, возникают знакопеременные окислительно-восстановительные процессы, которые переводят элементы, находящиеся в поверхностном слое в соединения, легко отделяющиеся от поверхности.

Обработку ведут в электрогидродинамическом режиме в водном растворе сульфата аммония с добавкой А при температуре 70-85° С и напряжении 250-350 В. Обработка проводится в течение 1-6 минут при плотности тока 0,1-0,2 А/см<sup>2</sup>.

При таком способе дезактивации не используются концентрированные кислоты и хромовый ангидрид, а снятые с поверхности загрязнения переводятся в нерастворимые соединения (гидроокиси), выпадающие в осадок, вследствие чего количество радиоактивных отходов резко сокращается на один - два порядка. При этом, электролит весьма устойчив при длительном использовании, эффективен при низких плотностях тока (менее 0,2 А/см<sup>2</sup>), обладает свойством самоочищения путем отстоя.

Описанный метод дезактивации с помощью электролитно-плазменной полировки был опробован на старогодных деталях сильфонной арматуры, деталях манометров высокого давления, термopарных каналов и других изделий, используемых в ядерной энергетике. Для демонстрации представлен сильфон (рис. 1, 2.), который эксплуатировался в диссоциирующем теплоносителе в течение 5000 часов.

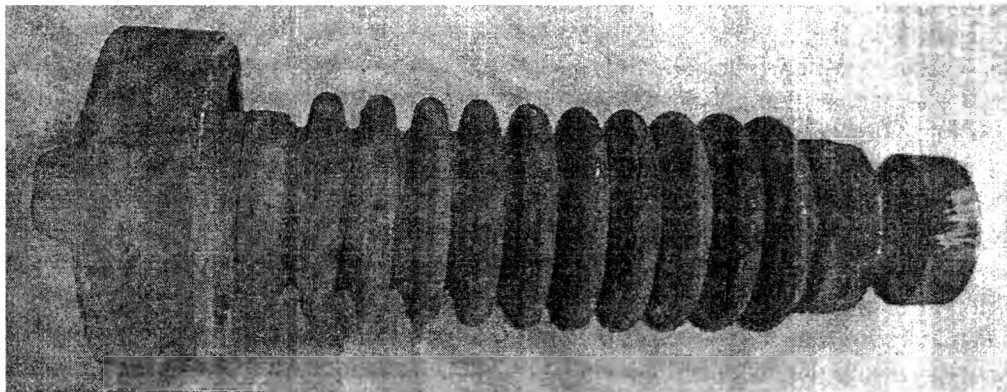


Рис. 1. – Сильфон до очистки

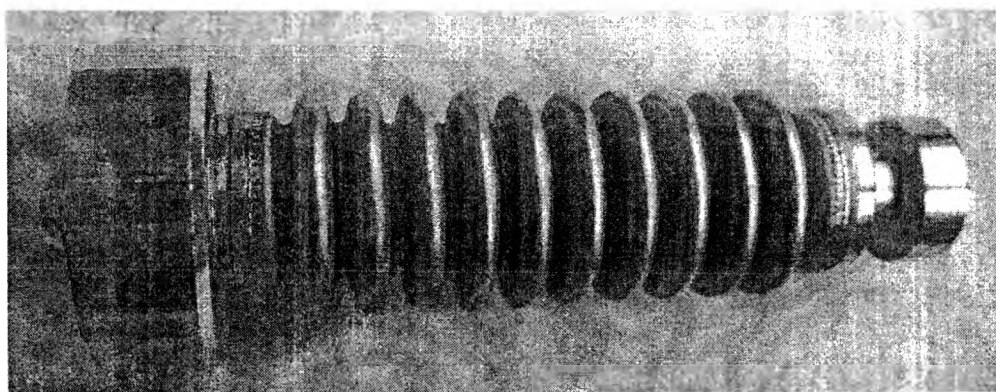


Рис. 2. – Сильфон после очистки

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Дураджи В. Н., Парсаданян А. С. Нагрев в электролитной плазме. – Кишинев: Штинца, 1988, – 213 с.
2. Куликов И.С., Ващенко С.В., Каменев А.Я. Электролитно-плазменная обработка материалов. – Мн.: Беларуская навука, 2010. –231.
3. Ампелогова Н.И., Симоновский Ю.М., Трапезников А.А. Дезактивация в ядерной энергетике. – М.: Энергоиздат, 1982. – 256 с.

## ВЛИЯНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЙ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В настоящей работе приведены результаты экспериментальных исследований влияния поверхностной высокотемпературной термомеханической обработки (ПВ ТМО) на износостойкость металлопокрытий. Показано, что при ПВ ТМО металлопокрытий износ уменьшается по сравнению с закалкой в 2 раза.*

Для повышения надежности и долговечности деталей машин, а также для восстановления их изношенных поверхностей применяются различные виды металлопокрытий. Однако, несмотря на достаточное количество способов наплавки, большого количества материалов для наплавки, не всегда удается улучшить эксплуатационные характеристики металлопокрытий, так как наплавки не позволяют получать однородные слои металлов с требуемыми свойствами. Одним из высокоэффективных способов повышения эксплуатационных характеристик металлопокрытий деталей машин является поверхностная высокотемпературная термомеханическая обработка (ПВ ТМО).

Сущность ее заключается в пластическом деформировании поверхностных слоев роликами при температуре аустенизации в процессе индукционного нагрева и немедленной закалки. Особенностью способа ПВ ТМО является то, что вследствие пластической деформации в тангенциальном направлении повышаются свойства деталей и в поперечном направлении.

ПВ ТМО повышает износостойкость сталей и сплавов в условиях трения со смазкой [2,1], в коррозионно-абразивной среде [3] и др. износостойкость повышается в результате изменения прочности, пластичности и возникновения остаточных напряжений сжатия в поверхностных слоях.

В настоящей работе исследовали влияние ПВ ТМО на износостойкость металлопокрытий.

Исследование влияния ПВ ТМО производилось на образцах из стали 40Х, которые были предварительно наплавлены проволокой НП-65 под слоем легированного флюса на стандартном оборудовании в промышленных условиях. В результате наплавки были получены образцы диаметром 51 мм и длиной 400 мм при следующем химическом составе: С-0,51%, Сг-2%, Мп-0,91%, Si-0,46% и при толщине наплавленного слоя 2 мм. Для ПВ ТМО из этих образцов вырезались диски ( $\varnothing 51 \times 20 \times 15$ ), которые устанавливались на оправку, стягивались гайкой и шлифовались по наружному диаметру.

ПВ ТМО осуществляли на специальном устройстве, которое включало: токарный станок, в центрах которого устанавливалась оправка с образцами, накатное трехроликовое или однороликовое приспособление (в зависимости от диаметра образца), установленное на суппорте станка вместе с понижающим трансформатором, индуктором и охлаждающим устройством (спрейером).

Частота вращения оправки с заготовками составляла  $300 - 20 \text{ мин}^{-1}$  при продольной подаче роликов 0,95 мм/об.

ПВ ТМО производилась по схеме: нагрев до температуры 1210 - 230 К при этой температуре в течение 6 - с, поверхностная пластическая деформация путем обкатки роликами и немедленная закалка с последующим низкотемпературным отпуском. Для нагрева образцов использовалась установка ЛЗ2-67. накатное приспособление настраивалось на определенное усиление.

Температурный интервал деформации с учетом диаграммы изотермического расплава аустенита металлопокрытия составлял 1210 - 230 К. В целях предотвращения рекристаллизации время от конца деформации до закалки в воде составляло 6 - с. Усиление обкатки при ПВ ТМО изменялось от 980 до 5880Н на ролик, диаметр и радиус которого составлял 100 и 10 мм соответственно.

Для получения сравнительных результатов часть образцов упрочняли с нагревом токами высокой частоты по такому же температурному режиму, но без деформирования.

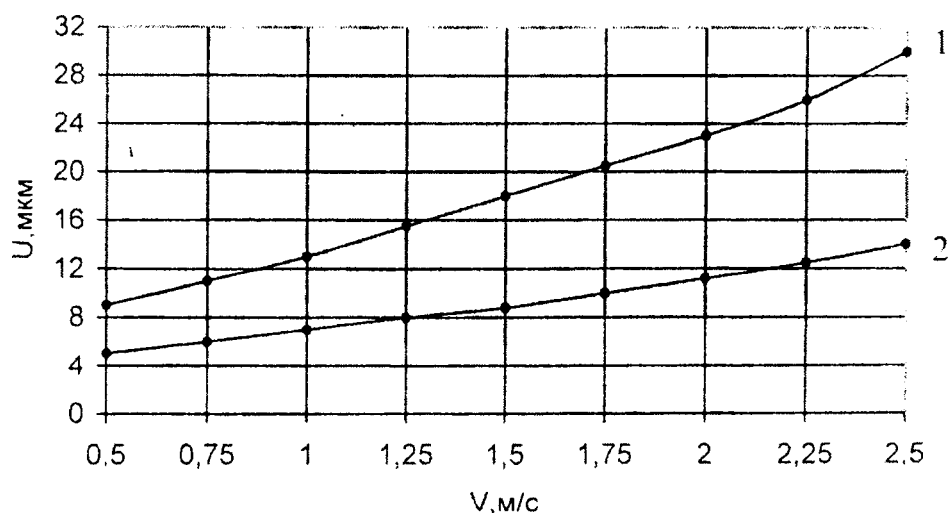
Все образцы после обработки подвергались низкотемпературному отпуску при температуре  $473 \text{ }^{\circ}\text{K}$  в течение двух часов. При этом твердость образцов составляла HRC55...58. [4]

Наиболее важным параметром обработки является усилие обкатки. Ее величину определяли экспериментальным путем. Критерием эффективности обработки служило давление, обеспечивающее повышение износостойкости металлопокрытия. С учетом этого оптимальное усилие обкатки составляло 3000Н.

Исследования по определению интенсивности изнашивания производилось по схеме «вкладыш-диск» на модернизированной машине трения СМТ-1. Образцы-диски, упрочненные ПВ ТМО, шлифовались в размер  $50 \pm 0,01$  мм. Шероховатость рабочей поверхности составляла  $Ra=0,16 \dots 0,32$  мкм. При установке диска на машине трения биение не превышало 0,05мм. В качестве вкладыша использовался высокопрочный чугун ВЧ-100-4 с твердостью НВ 302...363. Внутренний диаметр вкладыша шлифовался в размер  $\varnothing 50^{+0,01}$  при шероховатости поверхности  $Ra=0,16 \dots 0,32$  мкм. Для исследования применялись диски и вкладыши шириной 15мм и 5мм соответственно. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости использовалось масло МГ-10 с добавкой 1% микронного кварцевого порошка. При выборе оценки интенсивности изнашивания упрочненных образцов и эталона учитывалось следующее. Образцы для изнашивания имели сравнительно большие размеры и массу. Поэтому весовой метод определения интенсивности с необходимой точностью не может быть применен, так как масса изношенной части и образца несоизмеримы. При малых значениях износа широко применяется профилографирование изнашиваемой поверхности и базы. Об износе судят по профилограмме, снятой с исходной изношенной поверхности. При снятии для этих двух участков профилограмм можно судить о величине износа, а также оценить изменение шероховатости. В нашем случае участок изнашивания имел кольцевую дорожку, а остальная часть служила базой. Профилографирование осуществлялось на профилографе-профилометре типа 252А1.

Поверхности дисков и вкладышей перед каждым испытанием очищались тампоном, смоченным в четыреххлористом углероде [5].

После приведения в контактирование диска с чугунным вкладышем устанавливалась скорость скольжения 0,5м/с с нагрузкой 60Н и производилась приработка до 80...85% номинальной площади касания (определялось визуально). Исследование производилось при скоростях скольжения от 0,5 до 2,5 м/с и при давлении, равном 20 МПа. Величина износа образцов определялась через  $10 \times 10^4$  оборотов шпинделя машины трения (по счетчику оборотов). Результаты исследований представлены на рис. 1.:



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

Рис. 1. – Зависимости износа образцов от скорости скольжения

Как видно из рис. 1. износ образцов, подвергнутых ПВ ТМО, значительно меньше износа образцов наплавленных и закаленных обычным способом! Так, образцы, упрочненные ПВ ТМО. при скорости скольжения 2,5м/с имеют износ 14 мкм, а образцы, подвергнутые только закалке – 30 мкм. Следовательно, при ПВ ТМО металлопокрытия износ уменьшился по сравнению с закалкой в 2,1 раза. Из рис. 1. также видно, что при увеличении скорости скольжения эффект ПВ ТМО возрастает.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Таратута Л.И., Сверчков Л.А., Прогрессивные методы ремонта машин. Минск. «Ураджай». 1975, 344с.
2. Бабук В.В., Бернштейн М.Л., Яковлев Г.М. Влияние термомеханической обработки стали на сопротивление изнашиванию - «Вестник машиностроения», 1966, №7, с.67-69.
3. Лойко Ю.М., Таратута А.И. и др. Предварительная термомеханическая обработка наплавленного металла. В сб.: Улучшение эксплуатационных качеств тракторов и сельхозмашино – Горки, 1976, вып. 21, с. 68-73.
4. Шаврин О.И. Технология и оборудование термомеханической обработки деталей машин. – М.: Машиностроение. 1983.-76с.
5. Беляев Г.Я., Сакович Н.А. Триботехнические свойства металлопокрытий, упрочненных поверхностной термомеханической обработкой // Машиностроение. – Мн., 2000. – Вып.16 – с.149-153.

УДК 621.373.826

Спирidonов Н.В., Соколов И.О., Пилецкая Л.И.

### ЛАЗЕРНЫЙ МЕТОД УПРОЧНЕНИЯ НАПЫЛЕННЫХ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ NI-CR-B-SI ПОКРЫТИЙ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Большие возможности для повышения эксплуатационных свойств напыленных покрытий открывает последующая обработка высококонцентрированными потоками энергии, в частности лазерная обработка. Рассмотрены различные периоды взаимодействия элементов покрытий и основы. Исследовались самофлюсующиеся сплавы марок ПР-Н73Х16СЗРЗ, ПР-Н70Х17С4Р4, ПР-Н67Х18С5Р5. Для получения упрочняющих слоев высокого качества, обладающих прочной связью с основой, процесс лазерной обработки напыленных никельхромборкремниевых покрытий необходимо вести на режимах, обеспечивающих время контактирования расплава с основой 0,6-0,8 с.*

Последующая термообработка (оплавление) напыленных покрытий из композиционных материалов на основе Ni-Cr-B-Si позволяет значительно снизить пористость покрытий и повысить прочность их сцепления с основным металлом. Большие возможности для повышения эксплуатационных свойств открывает последующая обработка покрытий высококонцентрированными потоками энергии, в частности, лазерная обработка.

Повышение физико-механических свойств покрытия после оплавления связано с особенностями процесса оплавления, а именно, наличием жидкой самофлюсующейся фазы. Жидкая фаза создает условия для протекания процессов поверхностной и объемной диффузии, рекристаллизации, десорбции газов, т.е. процессов, обуславливающих стремление порошковой системы к более термодинамическому устойчивому состоянию. В результате во время оплавления происходит усадка покрытия за счет резкого сокращения количества и размера пор и образование прочной металлической связи покрытия с основным металлом.

Для получения качественных напыленных покрытий с высокой адгезией к основному металлу, минимальным содержанием элементов базового материала, мелкодисперсных, с высокими наследственными свойствами исходного материала, необходимо обеспечить минимальную длительность контактирования твердой (основного металла) и жидкой (покрытия) фаз, создавая условия для протекания процесса формирования покрытия с максимально возможными скоростями нагрева и охлаждения. При этом уровень остаточных напряжений в покрытии повышается, что увеличивает возможность трещинообразования и отслаивания покрытия.

С целью получения более качественных покрытий исследован метод обработки потоками энергии высокой концентрации – лазерный.

Локальный нагрев покрытий приводит к изменениям физико-химических процессов в системе «покрытие-основа» в отличие от объемного и поверхностного способов нагрева покрытий. Поглощенная и преобразованная в тепловую, энергия распространяется в глубь покрытия за счет теплопроводности. Воздействие ВКПЭ на пористые покрытия существенно отличается от его воздействия на сплошные материалы. Это связано с тем, что пористость изменяет теплофизические,

оптические и некоторые физико-механические свойства материалов. В отличие от монолитного, пористый материал является термодинамически неравновесной системой с более высоким уровнем свободной поверхностной энергии и энергии искажений кристаллической решетки, что оказывает значительное влияние на геометрию зон воздействия ВКПЭ, развитие объемного порообразования и др.

В начальный период воздействия ВКПЭ из-за большого градиента температур, а следовательно, нестабильного термодинамического состояния системы в зонах действия потока энергии и сопряженных с ними зонах, резко повышается скорость протекания топохимических реакций и одновременно происходит увеличение числа дефектов кристаллической решетки.

Межмолекулярное или химическое взаимодействие элементов покрытия и основы происходит на участках с высокой активностью, т.е. в активных центрах, которые возникают в местах дефектов кристаллической решетки – вакансий, дислокаций, примесных атомов и т.п. В поверхностных слоях скорость перемещения и плотность дислокаций в условиях нестационарных тепловых полей резко повышаются, проявляется аномальная плотность атомов на высокоактивных участках. Это облегчает диффузионные процессы в приповерхностных слоях и способствует установлению химических связей покрытия с основой.

В начальной стадии нагрева происходит смыкание пор, раковин по мере увеличения плотности материала покрытия, т.е. он уплотняется и становится монолитным.

С распространением фронта плавления в глубь покрытия свободная поверхность пор уменьшается, высвобождение поверхностной энергии вызывает повышение температуры объема расплава.

На второй стадии при температуре, близкой к температуре плавления материала покрытия, из-за большого градиента температур в зонах нагрева и прилегающих зонах происходит аномальный массоперенос, обусловленный объемной диффузией и термоконвективным перемешиванием ванны расплава (с появлением жидкой фазы).

Для исследований были выбраны самофлюсующиеся хромборникелькремниевые сплавы ПР-Н73Х16СЗРЗ и ПР-Н70Х17С4Р4, ПР-Н67Х18С5Р4.

Прочность таких материалов в большей мере зависит от дисперсности, морфологии и распределения в никелевой матрице частиц упрочняющих фаз. Чем меньше их размер и выше объемная доля, тем больше прочность сплава. Кроме того, мелкодисперсные частицы упрочняющих фаз влияют на дислокационный механизм образования дефектов тонкой структуры, понижая степень активирования трущихся поверхностей и повышая стойкость против схватывания.

С другой стороны, на прочность таких материалов влияет состояние их металлической матрицы – твердого раствора на основе никеля, степень пересыщения и тип которого определяют уровень физико-механических свойств. При образовании твердых растворов внедрения происходит обогащение структурных неоднородностей в объеме сплава атомами растворенного компонента, ведущее к снижению избыточной энергии дефектов, то есть сегрегации без выделения. Атомы внедрения прочно связываются с дислокациями, образуя атмосферы Коттрелла [1]. Даже небольшое количество второго компонента значительно затрудняет движение дислокации. Поэтому повышение степени пересыщения твердого раствора может многократно увеличить прочность сплава.

Оплавление напыленных покрытий в условиях умеренных скоростей нагрева и охлаждения, а также невысоких температур нагрева в интервале температур "солидус-ликвидус" приводит к формированию многофазной структуры. При этом температурно-временные параметры процесса существенно влияют на характер структуры. Оплавление может идти на "мягких" режимах при расплавлении только самых легкоплавких составляющих. В результате уменьшаются пересыщенность твердого раствора и искаженность его кристаллического строения, в то же время морфология и дисперсность частиц упрочняющих фаз практически не изменяются. Такие условия могут быть созданы при газопламенном оплавлении, однако отсутствие средств контроля и автоматизации процесса не позволяет строго выдерживать требуемый режим. Процессы припекания, осуществляемые при минимальном содержании жидкой фазы, проводят в интервале температур 1023...1123 К. Недостатком такой обработки является сохранение структурной неоднородности покрытий, характерной для насыщенных слоев. Оптимальным температурным режимом при объемном нагреве, обеспечивающим получение однородной мелкодисперсной структуры, но снижающим пересыщенность никелевой матрицы, является нагрев до 1293...1333 К. При более высоких температурах (перегреве) происходят интенсивный рост фазовых составляющих и огрубление структуры. По глубине слоя наблюдаются различные структурные зоны, снижается микротвердость. При оплавлении ТВЧ размер выделений упрочняющих фаз, в частности карбидов,

может достичь нескольких сотен микрон. Оплавление дугowym источником повышает температуру расплава до 2073...2273 К. В результате имеет место частичное растворение, измельчение карбидной фазы по сравнению с обработкой ТВЧ и укрупнение фазовых составляющих относительно напыленных материалов. Как недогрев, так и перегрев отрицательно сказываются на эксплуатационных свойствах покрытий. В частности, в первом случае износостойкость понижается вследствие неполного спекания частиц порошка друг с другом и с основой, во втором – вследствие укрупнения карбоборидной фазы за счет вторичной рекристаллизации.

В реальных условиях превращения в сплавах протекают в интервале температур, который расширяется при повышении скорости нагрева и охлаждения. По данным [2], повышение скорости нагрева хромоникелевых сплавов до 20 град/с смещает верхнюю границу формирования высококачественной мелкодисперсной структуры до 1373... 1413 К. При высоких скоростях нагрева и охлаждения изменяется не только температура превращений, но и условия их протекания, так как не успевают произойти диффузионные процессы по типу равновесных, повышается перегрев или переохлаждение системы. Известно, что склонность систем к переохлаждению больше, чем к перегреву, и поэтому увеличение скорости охлаждения оказывает значительное влияние на структуру и фазовый состав сплавов. При сверхбыстрых скоростях охлаждения фиксируется пересыщенное состояние твердого раствора, присущее расплаву, тормозятся диффузионные процессы, увеличивается число центров кристаллизации, подавляется рост крупных кристаллов упрочняющих фаз, то есть структурное состояние оплавленного слоя приближается к ультрадисперсному, сопоставимому с микроструктурой порошков в состоянии поставки. Сплавы с такой структурой имеют повышенные физико-механические свойства.

Лазерная обработка, обеспечивающая высокие скорости нагрева и охлаждения поверхности металлов (до  $10^5 \dots 10^6$  град/с), расширяет температурную область формирования мелкодисперсной структуры, способствует получению более высоких эксплуатационных свойств упрочненных слоев, чем при использовании традиционной технологии. Таким образом, с точки зрения структурообразования лазерное оплавление положительно влияет на эксплуатационные свойства покрытий при достаточно широком диапазоне режимов обработки. Однако уровень эксплуатационных свойств покрытий также определяется прочностью сцепления с основой, которая зависит от типа связей, образующихся в переходной зоне.

На формирование переходной зоны влияют процессы взаимодействия соединяемых слоев, которые могут протекать в жидком состоянии, то есть когда покрытие и основа полностью или частично расплавляются, либо в твердо-жидком состоянии, когда один из металлов находится в твердом состоянии, а другой – в расплавленном. Неуправляемое развитие процессов в контактной зоне, подплавление основного металла, его растворение в жидком металле сварочной ванны, которое наблюдается, например, при некоторых видах наплавки, приводит к насыщению покрытия материалом основы. Наличие значительного количества материала детали в покрытии может существенно ухудшить его свойства. Для получения прочного соединения покрытия с основой при минимальном содержании элементов основного металла в покрытии процесс оплавления необходимо осуществлять так, чтобы основной металл оставался в твердом состоянии, а прочная металлическая связь обеспечивалась без образования общей сварочной ванны. Для возникновения прочных связей между атомами соединяемых материалов должны произойти следующие процессы: образование физического контакта, активация контактных поверхностей и объемное взаимодействие. Образование физического контакта – сближение соединяемых веществ на расстояния, требуемые для межатомного взаимодействия – происходит с высокой интенсивностью при расплавлении одного из материалов. Активация взаимодействующих поверхностей выражается в образовании на них атомов с насыщенными связями и способствует релаксации пика межфазной энергии на границе раздела фаз.

При разработке технологии оплавления покрытий необходимо оценить условия протекания и длительность процессов при контактировании фаз с целью выбора температурно-временных режимов обработки, обеспечивающих образование качественного соединения материалов.

Самофлюсующиеся сплавы, как уже отмечалось, обладают более низкой температурой плавления чем широко применяемые материалы основы – конструкционные стали. Эта особенность позволяет расплавлять материал покрытия на твердой основе с последующим образованием физического контакта соединяемых материалов. Активация основы при оплавлении самофлюсующихся сплавов происходит за счет химического и термического факторов. Химическое взаимодействие является неотъемлемой частью процесса, определяется химическим составом сплавов и реализуется в процессе раскисления основы флюсующими компонентами. Термический канал

активации реализуется путем подогрева основы. Экспериментально было установлено, что для всех сочетаний веществ и материалов существует температура подогрева основы, обеспечивающая резкое повышение прочности сцепления. Согласно данным работы [3], контактная температура, обеспечивающая надежные континуальные связи самофлюсующихся сплавов со стальной основой, рассчитанная с использованием формул Н.Н. Рыкалина и В.В. Кудинова, составляет 1223 К. Определяющую роль в формировании соединения исследуемых покрытий с основой играют процессы образования твердых растворов и взаимной диффузии никеля и железа. Процессы электронного взаимодействия сводятся к коллективизации (обобщению) валентных электронов положительными ионами, образованию "металлической" связи, особенностью которой является отсутствие предела насыщения. В работе [3] установлено, что металл основы – железо начинает активно растворяться в жидких самофлюсующихся сплавах при температуре выше 1373 К.

В реальных условиях, как показали исследования многих авторов, при взаимодействии твердой и жидкой металлических фаз первые стадии процесса и следующая за ними диффузия протекают, как правило, настолько быстро, что разделить их практически невозможно. Составы фаз, находящихся в контакте, устанавливаются в соответствии с требованиями равенства их химических потенциалов, и даже незначительное время их существования будет способствовать протеканию диффузии в направлении установления фазового равновесия. Процесс оплавления неизбежно будет сопровождаться той или иной степенью развития процессов массопереноса. Интенсивность их протекания определяется температурой, длительностью контактирования, градиентом концентраций и другими факторами.

Исследования процессов оплавления самофлюсующихся сплавов традиционными методами показали, что происходит диффузионное перемещение железа из основного металла в покрытие и углерода из покрытия в основной металл. Ширина диффузионной зоны растет с увеличением времени выдержки при температуре термической обработки по параболическому закону, при этом граница снижения твердости смещается к поверхности покрытия. При перегреве расплава покрытия выше температуры плавления основы растворение стали определяется не атомным механизмом диффузии, а динамикой конвективных потоков жидкости, температурой перегрева и временем контактирования фаз. При оплавлении желательнее не перегревать расплав и сокращать время контактирования твердой и жидкой фаз путем уменьшения температуры нагрева поверхности основного металла и увеличения скорости охлаждения. Для получения соединения самофлюсующихся сплавов с основой, обеспечивающей высокую прочность сцепления и качество покрытий, время контакта фаз на основе теоретических расчетов должно составлять 0,6...0,8 с. Увеличение времени контакта свыше 0,8...1,2 с не приводит к росту прочности сцепления.

Таким образом, для получения упрочняющих слоев высокого качества, обладающих прочной связью с основой, процесс лазерной обработки напыленных никельхромборкремниевых покрытий необходимо вести на режимах, обеспечивающих время контактирования расплава с основой 0,6...0,8.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Ю.М.Лахтин, В.П.Леонтьева. *Материаловедение*. М. – Изд-во «Машиностроение», 1990 – С.527.
2. В.А.Витязь и др. *Теория и практика нанесения защитных покрытий*. – Мн., «Беларуская навука», 1998. – С.582.
3. Спиридонов Н.В. *Формирование износостойких поверхностных слоев концентрированными потоками энергии* /Н.В.Спиридонов. – Минск: БНТУ, 2012. – 183 с. – Монография.

УДК 621.914+621.787

Турейко Д.Н., Баршай И.Л.

### УПРОЧНЕНИЕ СТАЛЬНЫХ ЗАГОТОВОК ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЕМ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В статье изложены результаты изучения влияния иглофрезерования на упрочнение стальных заготовок, в частности, на поверхностное пластическое деформирование. Использование*



*полученных данных позволит оптимизировать условия для формирования упрочнения стальных заготовок в зависимости от условия эксплуатации.*

В настоящее время разрабатываются новые технологии обработки проволочным инструментом (иглофрезами), что приведет к расширению классификации как в направлении развития новых физических процессов, протекающих в зоне контакта инструмент-заготовка, так и в направлении увеличения видов обработки.

Методы обработки проволочным инструментом можно различить по следующим признакам:

- по характеру физических процессов, протекающих в зоне контакта «инструмент-заготовка»: без удаления стружки — поверхностная иглодеформирующая обработка, с удалением стружки — иглолезвийная обработка (кращевание, обработка режущими щетками, иглофрезерование);
- по виду обработки: упрочняющая, отделочно-упрочняющая, упрочняюще-зачистная, отделочно-зачистная, зачистная.

Характер протекающих процессов в зоне «инструмент – заготовка» зависит от угла отжатия проволочных элементов, который определяется жесткостью ворса и параметрами режима обработки (в первую очередь усилием прижатия инструмента к обрабатываемой поверхности и скоростью вращения). При углах отжатия приблизительно до  $20^\circ$  протекают процессы микрорезания, дальнейшее увеличение указанного угла приводит к субмикрорезанию, а затем и поверхностному пластическому деформированию. Процессы микрорезания и субмикрорезания также в различной степени сопровождаются пластическим деформированием объемов металла, прилегающих к следам проволочек на обрабатываемой поверхности. Микрорезание осуществляется криволинейными (полукруглыми) гранями торцов проволочек, а субмикрорезание — микрорельефом этих граней.

**Иглофрезерование** — процесс, характеризующийся микрорезанием в зоне контакта ворса с заготовкой. В зависимости от получаемой шероховатости поверхности это может быть отделочно-зачистная и зачистная обработка. Шероховатость поверхности лежит в пределах  $Ra = 100-0,32$  мкм, зависит в основном от диаметра игл ( $\varnothing 0,2-1,0$  мм) и в меньшей степени от параметров режима обработки. Величина удаляемого за один проход припуска при зачистной обработке может достигать 3–5 мм, при отделочно-зачистной — составлять 0,02–0,04 мм. Иглофрезы изготавливают с длиной ворса, равной 12–22 мм, плотность набивки ворса на режущей поверхности инструмента составляет 75 – 85%.

Все иглофрезы подразделяются на следующие типы:

- по виду соединения игл: сварные, сборные, сборно-сварные;
- по конструкции: бескорпусные и корпусные;
- по форме боковых поверхностей, образованных иглами: с коническими и цилиндрическими боковыми поверхностями;
- по форме режущей поверхности: цилиндрические, ступенчатые, торцовые, гиперболические.

В зависимости от вида обрабатываемой поверхности различаются круглое и плоское иглофрезерование, а также иглофрезерование отдельных участков детали. При круглом иглофрезеровании осуществляется выполнение четырех движений формообразования: главного движения резания иглофрезы; движения круговой подачи детали (иглофрезы); движения продольной подачи детали (иглофрезы); движения поперечной подачи иглофрезы (детали), которые определяются соответственно величинами скорости резания, продольной и круговой подач, натягом (при использовании упругой установки иглофрезы натяг характеризуется усилием прижатия иглофрезы к обрабатываемой поверхности).

Плоское иглофрезерование осуществляется при выполнении трех движений: главного движения резания иглофрезы, движений продольной и поперечной подач.

В настоящее время разрабатываются новые технологии обработки проволочным инструментом, что приведет к расширению классификации как в направлении развития новых физических процессов, протекающих в зоне контакта инструмент - заготовка, так и в направлении увеличения видов обработки.

Поверхностная иглодеформирующая обработка характеризуется ударно-выглаживающим воздействием на обрабатываемую поверхность.

При преобладании выглаживающей составляющей воздействия (отделочно-упрочняющая обработка) наблюдается уменьшение шероховатости поверхности. Отмечено увеличение радиуса скругления вершин микропрофиля и повышение его относительно опорной кривой в 2 и более раз.



Параметры опорных кривых равны подобным параметрам приработанных поверхностей, т.е. поверхностная иглодеформирующая обработка создает рельеф, близкий к эксплуатационному.

На изменение параметров качества оказывает влияние технологическая наследственность. Оптимальными параметрами режима обработки, обеспечивающими минимальную шероховатость, являются скорость вращения иглофрезы 25–38 м/с, натяг 3–4 мм, время обработки 20 сек., диаметр ворса 0,4 мм.

Для повышения энергии удара проволочных элементов с упрочняемой поверхностью предложены иглофрезы с отражателем. Отражатель позволяет при подходе к обрабатываемой поверхности принудительно отклонять их концы в сторону, противоположную направлению вращения. Упругодеформированные проволочки, скользя по поверхности отражателя, на выходе из него резко разгибаются и производят удар с повышенной скоростью. За счет дополнительной кинетической энергии удара, создаваемой отражателем, глубина упрочненного слоя возрастает в 1,4 раза.

Для увеличения степени упрочнения, а также для выполнения упрочняюще-зачистной обработки применяются вращающиеся механические иглофрезы с ударными элементами [1]. Последние имеют различную форму и могут быть различно установлены относительно проволочных ворсовых элементов. Ударные элементы в виде проволочек, прядей троса и пластинчатые могут быть расположены непосредственно в ворсе, а также установлены секционно по периметру иглофрезы; элементы в виде шайб, дисков, секторов и т.п. устанавливаются секционно с отделением их от проволочного ворса с помощью пальцев.

При обработке поверхностей с окалиной, ржавчиной помимо упрочнения в процессе контактирования ударных элементов с обрабатываемой поверхностью происходит разрушение дефектного слоя с последующим удалением разрыхленных загрязнений проволочным ворсом. Глубина упрочненного слоя зависит от типа ударного элемента. При использовании ударных элементов в виде шайб массой 50 г глубина упрочненного слоя достигает 1,0–1,2 мм, а при массе шайб 20 г глубина упрочненного слоя достигает 0,5–0,6 мм. При обработке иглофрезами с ударными элементами в виде проволочных элементов, свободно установленных на пальцах, глубина упрочненного слоя составляет 0,15–0,2 мм, а при использовании ударных элементов в виде толстой проволоки, жестко закрепленной в корпусе порядка 0,1–0,15 мм.

При определенных режимах процесса иглофрезерования происходит не срезание микро- и макронеровностей на обрабатываемой детали, а их смятие, выглаживание, иными словами — холодная пластическая деформация, что в свою очередь приводит к упрочнению поверхности, или наклёпу.

Различают внутрикristаллитную и междикristаллитную деформации поликristалла. Деформация отдельных зерен поликristалла осуществляется скольжением или двойникованием, как и для монокristалла. Однако наличие значительного количества зерен в поликristалле приводит к некоторым особенностям процесса его пластической деформации.

Плоскости скольжения в отдельных зернах поликristалла произвольно ориентированы в пространстве. Разная их ориентировка приводит к тому, что при нагружении поликristаллического тела внешними силами пластическая деформация начинается не одновременно во всех зернах. В первую очередь пластическая деформация возникает в зернах с наиболее благоприятной ориентировкой плоскостей скольжения, т.е. такой, при которой последние совпадают с площадками действия наибольших по величине касательных напряжений, вызываемых данной системой сил. Остальные зерна деформируются упруго и могут получать лишь относительное смещение.

Увеличение деформации сверх значения, соответствующего пределу текучести, приводит в поликristалле к тому, что зерна получают вытянутую форму в направлении наиболее интенсивного течения металла. Определенная ориентировка вытянутых в результате пластической деформации зерен называется полосчатостью микроструктуры.

Соотношение между средними величинами наибольших и наименьших размеров зерен указывает на величину деформации зерен.

Одновременно с изменением формы зерен в процессе деформации происходит поворот кристаллографических осей отдельных зерен в пространстве. По мере протекания пластической деформации разница в направлениях кристаллографических осей отдельных зерен уменьшается, а плоскости скольжения стремятся совместиться с направлением наиболее интенсивного течения металла. Это приводит к тому, что при значительной деформации возникает преимущественная ориентировка кристаллографических осей зерен поликristалла, называемая текстурой деформации. Возникновение текстуры приводит к анизотропии свойств поликristалла.

Явление диффузионной пластичности, так же как и скольжение, может приводить к остаточным изменениям размеров и формы зерен, которые возникают в результате смещения дислокации.

Механизм диффузионной пластичности наиболее сильно проявляется в периферийных слоях зерен и по границам блоков мозаики. Этот механизм сопутствует скольжению. Его роль увеличивается при деформации с нагревом.

Разная ориентировка плоскостей скольжения в зернах поликристалла, а следовательно, и разная величина упругой деформации, соответствующей началу пластической деформации отдельных зерен, приводят при разгрузке к возникновению остаточных напряжений второго рода.

При разгрузке поликристаллического тела часть зерен сохранит некоторую долю напряжений, возникших в них при нагружении, а другая часть зерен получит напряжения обратного знака по сравнению с напряжениями, существующими при нагружении. Неодновременное включение зерен поликристалла в пластическую деформацию и возникновение при разгрузке остаточных напряжений второго рода приводят к некоторым особенностям деформирования.

1. Нарушение линейной зависимости деформаций от напряжений при нагружении выше предела пропорциональности.

2. Упругое последствие, которое состоит в том, что образец под постоянной нагрузкой, не превышающей предел текучести, с течением времени получает дополнительную деформацию, а после снятия внешних сил имеет некоторую остаточную деформацию, со временем уменьшающуюся или исчезающую.

3. Релаксация напряжений, заключающаяся в том, что с течением времени убывает усилие (напряжение), необходимое для поддержания постоянной деформации образца.

4. Упругий гистерезис – явление, характеризующееся тем, что линия нагружения на графике изменения усилия в зависимости от деформации не совпадает с линией разгрузки, образуя петлю гистерезиса, характеризующую работу, выделившуюся в процессе деформации в виде теплоты.

5. Эффект Баушингера, характеризующийся тем, что образец, предварительно деформированный за предел текучести, уменьшает сопротивление деформированию (т. е. пределы пропорциональности, упругости, текучести) при последующей деформации обратного знака.

6. Наличие площадки текучести.

Пластическая деформация приводит к значительному изменению механических, физических и химических свойств металла. В деформируемом металле с увеличением степени деформации увеличиваются все показатели сопротивления деформированию: пределы упругости, пропорциональности, текучести и прочности. Увеличивается также твердость металла. Одновременно с этим наблюдается уменьшение показателей пластичности (относительное удлинение, относительное сужение, ударная вязкость); увеличивается электрическое сопротивление, уменьшаются сопротивление коррозии, теплопроводность, изменяются магнитные свойства ферромагнитных металлов и т. п. Совокупность явлений, связанных с изменением механических и физико-химических свойств металлов в процессе пластической деформации, называется упрочнением (наклепом).

Одними из основных участков повышенного сопротивления смещению дислокации являются участки пересечения плоскостей скольжения, на которых взаимодействие силовых полей дислокации, перемещающихся по пересекающимся плоскостям, приводит к их «застреванию» и к последующему скоплению около них дислокации одинакового знака.

Однако можно полагать, что упрочнение является следствием не только увеличения сопротивления смещению дислокации по мере деформирования. Влияют на изменение механических свойств при упрочнении и блокообразование, и искривление плоскостей скольжения, и появление «обломков» кристаллов в пачках скольжения (резкий поворот отдельных ячеек блоков мозаики).

Кроме того, рядом исследований показано, что на изменение прочностных свойств в процессе деформирования сплавов, имеющих метастабильные структуры некоторых составляющих, оказывает влияние изменение структурного состояния этих фаз.

По представлениям С. Т. Кишкина [2], в процессе пластической деформации стали по плоскостям скольжения выделяются субмикроскопические частицы (карбиды), блокирующие сдвиги и способствующие упрочнению металла.

Для определения влияния режимов иглофрезерования на формирование наклепа в поверхностном слое заготовок была разработана методика эксперимента и проведена обработка

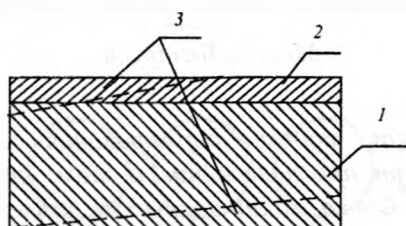
заготовок из сталей марок 20ХНЗА, 25ХГМ, 20ХНР и 25ХГТ. Обработка проводилась на семи режимах для каждой марки стали, параметры режимов приведены в таблице 1.

Таблица 1 — Режимы обработки сталей иглофрезерованием

Режимы	№ п/п						
	1	2	3	4	5	6	7
Скорость резания $V$ , м/мин	0,5	0,25	0,750	0,875	0,375	0,625	0,125
Подача $S$ , мм/об	0,5	0,750	0,25	0,625	0,125	0,375	0,875
Патяг $i$ , мм	0,5	0,25	0,75	0,125	0,625	0,375	0,875

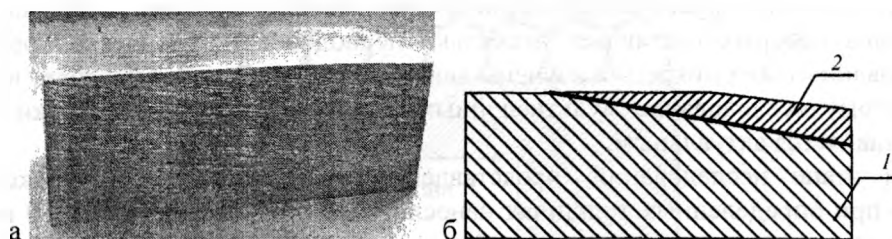
Диаметр фрезы 150 мм

Из обработанных заготовок были вырезаны прямоугольные образцы размером 47,6x23x19,7 мм (рис. 1.).



1 — основной металл, 2 — упрочненный поверхностный слой (наклеп), 3 — места съема металла  
Рис. 1. — Исходный образец

Затем была проведена механическая обработка шлифованием каждого образца для получения косо́го шлифа. Причем шлифовка проводилась не только на поверхности с упрочненным слоем, но и на обратной поверхности образца с одной установки. В зонах 3 был произведен сьем металла. В результате шлифовки были получены косо́е шлифы, внешний вид (а) и эскиз (б) подготовленного к исследованию образца представлены на рис. 2.



1 — основной металл, 2 — косо́й шлиф поверхностного упрочненного слоя (наклеп) до основного металла  
Рис. 2. — Образец после шлифовки

Затем была осуществлена доводка шлифов и проведены измерения микротвердости поверхности и приповерхностных слоев на разной глубине их залегания.

После обработки результатов измерений микротвердости поверхностного слоя, полученного при обработке иглофрезерованием, были построены графики зависимости твердости поверхностного слоя от расстояния от поверхности, что показывает распределение твердости в поверхностном слое.

Полученные результаты показывают, что если необходимо обрабатывать стальную заготовку иглофрезерованием, и наклеп не желателен, то обработку следует проводить в режиме 2 для всех рассмотренных сталей. Если необходимо получить наибольшее упрочнение поверхности при обработке иглофрезерованием, то для заготовок из стали 20ХНЗА и 25ХГМ обработку нужно проводить в режиме 1 или 5, из стали 20ХНР в режиме 5, а из стали 25ХГТ в режимах 3 или 7. В

частности для заготовок из стали 20ХНЗА толщина упрочненного слоя более 20 мкм, из стали 25ХГМ — около 40 мкм, из стали 20ХНР — до 60 мкм, из стали 25ХГТ — до 40 мкм. Микротвердость поверхности повышается до 2,2-2,9 раза по сравнению с микротвердостью самого материала в зависимости от марки стали и режимов иглофрезерования.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Е.В. Перепичка «Очистно-упрочняющая обработка изделий иглофрезами» – М: Машиностроение, 1989.–136с. 2. С.Т. Кишкин Изв. АН СССР ОНТ №1 – 1948.—87-96с.

УДК 621.793

Фролов И.С., Иващенко С.А., Гречихин Л.И., Фролов Ю.И.

### МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ МУЛЬТИСЛОЙНЫХ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Разработана теплофизическая модель формирования мультислойных ионно-плазменных покрытий. В основе модели лежит предположение о том, что определяющим фактором, от которого зависят структура и свойства таких покрытий, является температура слоя покрытия. Установлено, что оптимальный комплекс свойств мультислойного покрытия обеспечивается при температуре в слое покрытия от 0,1 до 0,8 температуры плавления материала покрытия.*

В настоящее время одним из интенсивно развивающихся методов нанесения покрытий является ионно-плазменный с генерацией материала покрытия вакуумной дугой (вакуумный электродуговой или метод КИБ). Разработаны и широко используются на практике технологические процессы нанесения данным методом покрытий из нитридов и карбидов различных металлов. Покрытия такого типа используются в качестве защитно-декоративных и износостойких [1,2]. Одним из перспективных направлений развития данного метода является получение композиционных конденсатов путем создания мультислойных систем-покрытий, состоящих из большого количества нанослоев, толщина которых составляет несколько периодов кристаллической решетки. Однако вопросы формирования таких покрытий изучены явно недостаточно, что затрудняет их практическое применение. Поэтому исследование мультислойных покрытий с целью отработки технологии их получения представляется актуальным.

На первом этапе исследований, представленном в работе [3] было экспериментально установлено, что при определенных толщинах нанослоев нитрида титана (менее 50 нм) в покрытии формируется ультрадисперсная (квазиаморфная) структура, характеризующаяся высоким уровнем физико-механических и технологических свойств. Отмечено, что формирование таких нанослоев конденсата из-за их быстрого нагрева и охлаждения происходит в сильно неравновесных условиях, что приводит к образованию нанокристаллической структуры с большим количеством внутренних дефектов и искажений. При большей толщине нанослоев формируется характерная для ионно-плазменных конденсатов столбчатая структура покрытия. Была выдвинута гипотеза, что среди множества факторов, влияющих на появление аморфной фазы, определяющим, по-видимому, является толщина слоя покрытия. Так, в работе [4] образование аморфных фаз в пленках  $\delta$ -NbN установлено при толщинах менее 25 нм, что согласуется с результатами, полученными выше. При толщине фазовых слоев около 30 нм обнаруживались лишь следы аморфной фазы.

Однако никаких теоретических основ этого явления в работах исследователей представлено не было, что не позволяло разрабатывать технологию формирования таких покрытий и обеспечить четкое прогнозирование их характеристик.

Поэтому на втором этапе исследований была разработана теплофизическая модель формирования мультислойных ионно-плазменных покрытий (рис. 1). В основе модели лежит предположение о том, что определяющим фактором, от которого зависят структура и свойства таких

покрытий 3, является температура слоя 2 покрытия, определяемого как совокупность атомарных монослоев 1 материала покрытия.

Установлено, что для мультислойного покрытия TiN температура слоя покрытия при нанесении  $i$ -го атомарного монослоя материала покрытия определяется зависимостью

$$T_{сли} = \frac{\dot{Q}_{ni} \cdot \tau \cdot S \cdot (C_o \cdot M_{\Gamma} + C_{\Pi} \cdot M_{\Pi} - 3 \cdot \kappa_B)}{3 \cdot \kappa_B \cdot (C_o \cdot M_{\Gamma} + C_{\Pi} \cdot M_{\Pi})} \quad (1)$$

где  $T_{сли}$  – температура слоя покрытия при нанесении  $i$ -го атомарного монослоя материала покрытия, К;

$\dot{Q}_{ni}$  – тепловой поток при формировании  $i$ -го атомарного монослоя покрытия, Вт/м<sup>2</sup>;

$i$  – номер атомарного слоя материала покрытия;

$\tau$  – время формирования одного атомарного монослоя покрытия, с;

$S$  – площадь одного места адсорбции основы, м<sup>2</sup>;

$C_o$  – удельная теплоемкость материала основы, Дж/кг·К;

$C_{\Pi}$  – удельная теплоемкость материала покрытия, Дж/кг·К;

$M_{\Pi}$  – масса молекулы материала покрытия, кг;

$M_{\Gamma}$  – масса молекулы реакционного газа, кг;

$\kappa_B$  – постоянная Больцмана, Дж/К.

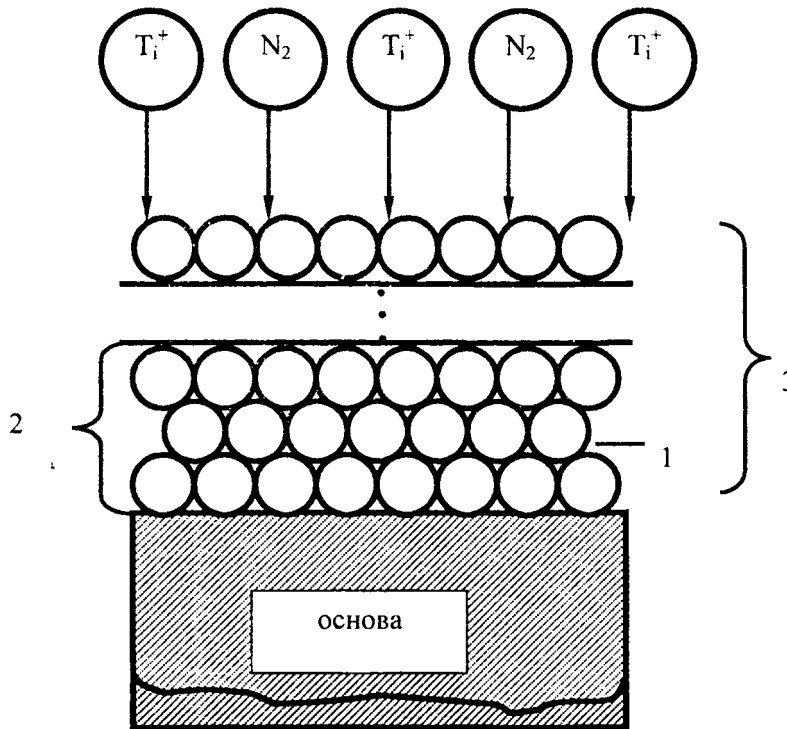


Рис. 1. - Схема формирования мультислойного ионно-плазменного покрытия

Тепловой поток в покрытии при формировании  $i$ -го атомарного монослоя рассчитывается по формуле:

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{ni} = & \Theta_{N_2-TiN} \cdot \frac{n^2}{n + n_{Ti}} \cdot v_{над} \cdot \left( \frac{M_{N_2} v_{над}^2}{2} + E_{св.N_2-TiN} \right) + \Theta_{Ti-TiN} \cdot \frac{n_{Ti}^2}{n + n_{Ti}} \cdot v_{над} \cdot \left( \frac{M_{Ti} v_{над}^2}{2} + E_{св.Ti-TiN} \right) + \\ & + \Theta_{N_2} \cdot n \cdot v_{над} \cdot \left( \frac{M_{N_2} \cdot v_{над}^2}{2} + E_{св.N_2} \right) \end{aligned}$$

где  $\Theta_{N_2-TiN}$ ,  $\Theta_{Ti-TiN}$  - доля передаваемой энергии при упругом ударе молекул азота и ионов титана с нитридом титана соответственно;

$\Theta_{N_2}$  - доля передаваемой энергии при упругом ударе молекул азота с атомами титана.

Доля передаваемой энергии при упругом ударе определяется по формуле:

$$\Theta = \frac{4m_1m_2K}{(m_1 + m_2K)^2},$$

где  $m_1$  – масса падающей частицы, кг;

$m_2$  – масса частицы основы, кг;

$K$  – количество молекул основы, вовлекаемых в процесс упругого взаимодействия:

$$K = \sum_{i=1}^3 N_i W_i,$$

где  $N_i$  – количество атомов в  $i$ -м координационном слое;

$W_i$  – вероятность связи атомов основы при бинарном взаимодействии с  $i$ -м координационным слоем:

$$W_i = \int_0^{E_{св,i}} f(E, T_1) dE$$

где  $f(E, T_1)$  – нормируемая функция распределения Максвелла-Больцмана частиц атомов основы по энергиям;

$T_1$  – температура основы, К;

$E_{св,i}$  – энергия связи с атомами  $i$ -го координационного слоя;

$E_{св.N_2-TiN}$ ,  $E_{св.Ti-TiN}$  – энергия связи молекул азота и атомов титана с нитридом титана соответственно;

$E_{св.N_2}$  – энергия связи при физической адгезии молекул титана и атомов азота с учетом латерального взаимодействия;

Значения энергии связи определялись расчетным путем и с использованием справочных данных.

$v_{над}$  – скорость двухфазного потока, определяемая зависимостью:

$$v_{над} = \frac{v}{8 \cdot r_{TiN}^3 \cdot n},$$

где  $r_{TiN}$  – средний радиус молекул нитрида титана ( $r_{TiN} = 1,4 \cdot 10^{-10}$  м);

$n$  – общая концентрация молекул азота, которая определялась из основного уравнения кинетической теории газов, а именно:

$$n = \frac{P}{T \cdot K_6},$$

где  $T$  – температура в вакуумной камере ( $T = 723$  К);

$n_{Ti}$  – концентрация ионов титана в потоке, которая определяется по формуле:

$$n_{Ti} = \frac{i}{v_{над} \cdot \tau \cdot S}$$

В качестве конкретного примера проводился по формуле (1) расчет температуры для каждого атомарного монослоя наносимого слоя покрытия  $TiN$  на основу из стали 12X18H10T при следующих постоянных параметрах: площадь одного места адсорбции основы  $S = 8,1796 \cdot 10^{-20}$  м; удельная теплоемкость стали 12X18H10T  $C_0 = 745$  Дж/кг·К; удельная теплоемкость материала покрытия  $C_n = 598$  Дж/кг·К; масса молекулы материала покрытия  $M_{Ti} = 103 \cdot 10^{-27}$  кг; масса молекулы азота  $M_N = 46,5 \cdot 10^{-27}$  кг; постоянная Больцмана  $k_b = 13,8 \cdot 10^{-24}$  Дж/К; время образования одного атомарного монослоя покрытия  $\tau = 0,093$  с.

В результате расчетов получена зависимость температуры слоя покрытия  $TiN$  от количества атомарных монослоев материала покрытия, представленная на рис. 2., которая позволяет сделать вывод о формировании ультрадисперсной (квазиаморфной) структуры на участке стабилизации температуры в слое покрытия, что применительно к температуре плавления материала покрытия ( $T_{пл}$  для  $TiN$  равна 3220 К) составит от 0,1 до 0,8 температуры плавления. Именно этому температурному интервалу должен соответствовать оптимальный комплекс свойств покрытия в том числе, как предполагалось в работе [3], и наибольшая износостойкость.

Это можно объяснить тем, что при температуре слоя покрытия менее  $0,1 T_{пл}$  температура на поверхности изделия является недостаточной для эффективного прохождения плазмохимических реакций. Поэтому покрытие осаждается в виде рыхлого слоя, характеризующегося высокой пористостью и низкой адгезией к основе, что не позволяет использовать такие покрытия в качестве защитно-декоративных и износостойких. При температуре слоя покрытия более  $0,8 T_{пл}$  в покрытии начинается интенсивное формирование столбчатой структуры, что приводит к снижению износостойкости и других свойств покрытия.

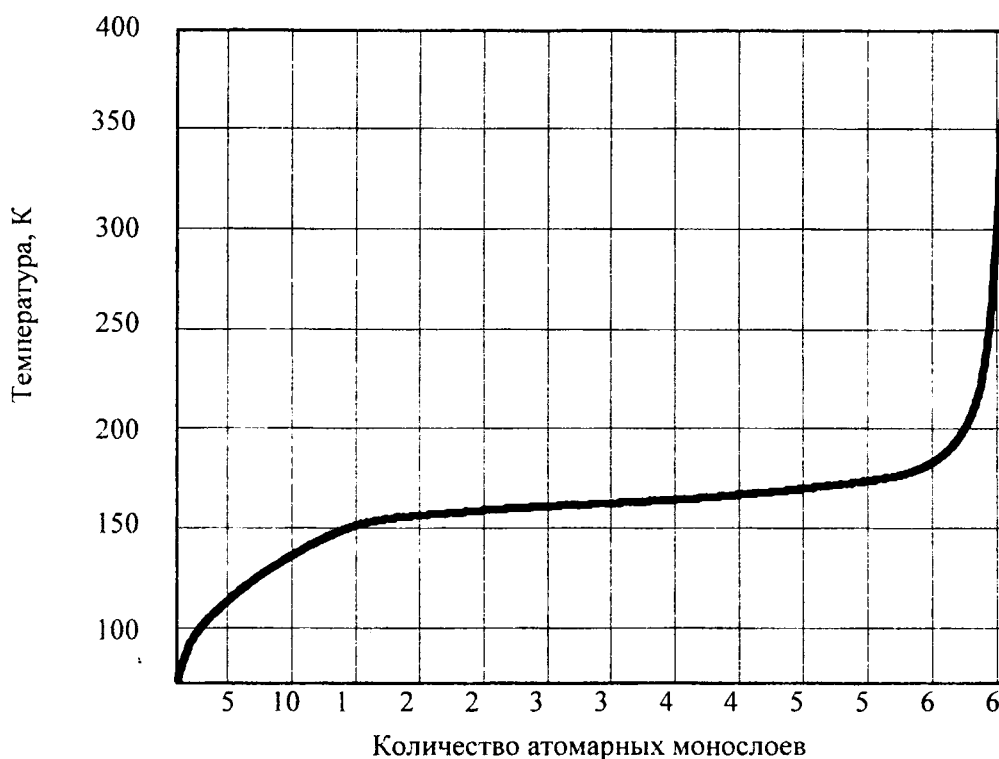


Рис. 2. - Зависимость температуры слоя покрытия  $TiN$  от количества атомарных монослоев материала покрытия

Для проверки этой гипотезы на установке вакуумного напыления УРМЗ.279.048 в импульсном режиме работы испарителя производилось осаждение мультислойного покрытия  $TiN$  на образцы из стали 12Х18Н10Т. Режимы осаждения: ток дуги  $I=90$  А, напряжение на образце  $U=100$  В, давление реакционного газа (азота) в вакуумной камере  $P=8 \cdot 10^{-2}$  Па. Скорость осаждения покрытия для данных режимов составляет  $V=0,18$  мкм/мин. Атомарные монослои 1 (рис. 1.) материала покрытия в каждом слое 2 наносились до температуры соответствующей 0,35; 0,5; 0,55; 0,6 и 0,9 температуры плавления  $TiN$ . Контроль температуры покрытия осуществлялся платино-родиевой термопарой через специальное отверстие в образце с выводом ее сигнала на регистрирующий потенциометр ПИ-63. Общая толщина покрытия 3 была принята равной 7 мкм.

Полученные образцы с мультислойным покрытием  $TiN$  испытывались на износостойкость. Испытания проводились на машине трения МТФ-1 при торцовом трении образцов по контртелу из чугуна СЧ21. Режимы испытания на износостойкость были следующими: удельное давление – 0,8 МПа, скорость относительного скольжения – 0,5 м/с, без смазки пары трения. Аналогичные испытания проводились для образцов с монослойным покрытием  $TiN$  толщиной 7 мкм. Результаты испытаний представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты испытания покрытий на износостойкость

Вид упрочненного слоя	Средний линейный износ (в мкм) при пути трения					Время до катастрофического разрушения покрытия, часов
	10,5·10 3 м	21·103 м	52·103 м	73,5·10 3 м	105·10 3 м	
Монослойное покрытие TiN	0,85	1,28	1,48	1,75	2,09	38
Мультислойное покрытие при температуре слоя (количестве атомарных монослоев в каждом слое покрытия):	0,44	0,61	0,72	0,88	1,04	90
0,35 Тпл (5)						
0,5 Тпл (20)	0,41	0,55	0,67	0,81	0,94	93
0,55 Тпл (40)	0,42	0,53	0,66	0,82	0,93	95
0,6 Тпл (60)	0,46	0,6	0,73	0,86	1,08	87
0,9 Тпл (65)	0,67	0,89	1,12	1,35	1,61	52

Анализ результатов показывает, что износостойкость стали 12Х18Н10Т с мультислойным покрытием  $TiN$  при оптимальной температуре слоя (количестве атомарных слоев в каждом слое покрытия) в 1,9 – 2,2 раза выше, чем износостойкость образцов с монослойным покрытием  $TiN$ . Это объясняется формированием в покрытии слоистой квазиаморфной структуры с неупорядочено-ориентированными зернами, которая вследствие большей твердости и адгезии в сочетании с необходимой пластичностью обладает большей износостойкостью. Кроме того, в условиях сухого трения и высоких удельных нагрузок в паре трения, приводящих к схватыванию и заеданию, разрушение мультислойных покрытий приобретает послойный характер, т.е. в первую очередь разрываются связи между слоями покрытия, а не между покрытием и основой, что имеет место в монослойных покрытиях. А так как число слоев достаточно велико, то это приводит к увеличению износостойкости покрытия, в то время как разрыв связи между основой и монослойным покрытием практически сразу приводит к разрушению последнего и выходу изделия из строя. Следовательно, мультислойные ионно-плазменные покрытия с оптимальной толщиной слоя, рассчитанной по предложенной модели, обеспечивают повышение износостойкости изделий, в том числе при самых жестких условиях эксплуатации, характеризующихся недостатком или полным отсутствием смазки в паре трения.

К дополнительным преимуществам, которые обеспечит применение разработанной модели, можно отнести повышение качества покрытий за счет увеличения твердости и адгезии при снижении пористости покрытий; возможность автоматизации процесса нанесения покрытия путем управления температурой поверхностного слоя; исключение перегрева поверхностного слоя изделия, что позволяет наносить покрытия гарантированного качества на легкоплавкие материалы и материалы с низкой температурой отпуска; возможность нанесения покрытий большей толщины без их отслаивания и разрушения вследствие больших внутренних напряжений.

Таким образом, разработанная теплофизическая модель создает надежную основу для разработки технологии получения мультислойных ионно-плазменных покрытий с высоким уровнем функциональных свойств и эксплуатационных характеристик.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Верещака А.С., Третьяков И.П. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1989. – 192 с.
2. Емельянов В.А., Иванов И.А., Мрочек Ж.А. Вакуумно-плазменные способы формирования защитных и упрочняющих покрытий. – Мн.: Издательство НПО «Интеграл», 1998. – 285 с.
3. Упрочнение деталей мультислойными покрытиями в вакууме / И.С. Фролов, С.А. Иващенко, Ж.А. Мрочек // Материалы МНТК «Машиностроение 2010: технологии – оборудование – инструмент - качество». – Мн., 2010. – С. 68-70.
4. Палатник Л.С., Черемской П.Г., Фукс М.Я. Поры в пленках. – М.: Энергоиздат, 1982. – 216 с.



## ТЕРМОГИДРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ

1) *Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

2) *Институт химии новых материалов НАН Беларуси*

*В работе исследованы структура и свойства поверхности стали У8, подвергнутой термогидрохимической обработке (ТГХО). Процесс ТГХО включает: (1) химическую обработку поверхности в оксидной вододисперсной среде; (2) термообработку. В результате оптимизации процесса ТГХО коэффициент трения стальной поверхности снизился в 8,3 раза. Разработанная технология повышает стойкость стальных инструментов в 1,3 – 4,5 раза, по сравнению с традиционно термообработанными*

**Введение.** Проблема повышения износостойкости стальных инструментов, по-прежнему, остается актуальной. Решить ее можно путем поверхностного упрочнения инструментальных сталей с помощью различных методов обработки. Наибольший научный и практический интерес в этом плане представляет процесс термогидрохимической обработки (ТГХО), поскольку применим для готовых к эксплуатации стальных инструментов, не изменяет их первоначальные размеры, форму и структуру [1 – 4].

Согласно настоящим представлениям в области трения и изнашивания [5 – 7] лучшими антифрикционными свойствами в атмосферных условиях обладают материалы и покрытия на основе сульфидов и оксидов. Однако предпочтение при разработке покрытий отдается оксидам, поскольку они являются постоянной составляющей граничного слоя, образующегося при трении любого материала. При формировании оксидной пленки определенного состава и структуры можно создать поверхностное упрочнение (эффект Роско) и снизить сопротивление сдвигу при трении (эффект Ребиндера, Берналла, Киркинда и др.); причем эффект Ребиндера реализуется в присутствии поверхностно-активных веществ (ПАВ) [7, 8]. Согласно молекулярно-механической теории трения повышение износостойкости инструмента можно достичь при выполнении двух основных условий: при высокой твердости поверхности инструмента и низкой прочности его адгезионной связи с обрабатываемым материалом [6, 7].

В результате поверхностного легирования стали можно сформировать наноструктуру на основе тугоплавких и сверхтвердых материалов [1 – 4, 9]. Наноструктурированные материалы и покрытия облегчают разрыв адгезионных соединений в зоне трения; в тоже время твердость наноматериалов из тугоплавких соединений возрастает 2 – 3 раза [10]. Именно покрытия, сформированные методом термогидрохимической обработки, имеют наноструктуру и обладают твердосмазочными свойствами (сверхпластичностью). [1 – 4]. В условиях интенсивной эксплуатации инструментов, когда в зоне трения отсутствует смазка или ее подача ограничена, наилучшим способом снижения коэффициента трения является нанесение твердосмазочных покрытий на режущую кромку инструмента. ТГХО является наиболее простым и универсальным методом. С его помощью можно создавать наноструктурированные покрытия на основе оксидов, сульфидов, карбидов, других антифрикционных материалов и их композиций [1 – 4].

Из приведенного анализа следует, что процесс ТГХО имеет большие перспективы для своего развития, прежде всего для высокопроизводительных инструментов, испытывающих значительные механические и температурные нагрузки. Однако вопросы, связанные с ТГХО практически всех инструментальных материалов мало изучены.

В настоящей работе поставлены задачи: 1) сравнить триботехнические свойства стальной поверхности, подвергнутой ТГХО в вододисперсных оксидных средах; 2) оптимизировать процесс ТГХО инструментальной стали; 3) изучить структуру и напряженное состояние поверхностных слоев инструментальной стали, подвергнутой ТГХО; 4) апробировать разработанный процесс ТГХО в промышленности.

**Объекты и методика исследований.** Все исследования проведены на углеродистой инструментальной стали У8 (0,8 %С), которую подвергали термогидрохимической обработке.. Этот

процесс осуществляли в 2 этапа путем: (а) гидрохимической обработки (ГХО) поверхности при температуре 95 – 100 °С в течение 40 – 120 минут в вододисперсной среде на базе наноразмерных порошков оксидов; (б) последующей термической обработки (ТО), включающей нагрев до температуры 130 – 1050°С, выдержку в течение 30 – 60 минут и охлаждение. Вододисперсную среду предварительно готовили по специальной технологии диспергирования грубодисперсных частиц оксидов (размером не более 5 мкм) до наноуровня при добавлении 5% водорастворимого поверхностно-активного вещества (сульфанола). Готовым считался рабочий состав с кислотностью РН 6 – 8, которую устанавливали и поддерживали путем дозированного введения NH<sub>4</sub>OH. При проведении химической обработки образцы выдерживали в ванне с готовым составом водной насыщающей среды, нагретой до температуры процесса. После каждой операции подготовки и химической обработки образцы промывали в воде. Изотермическую выдержку стали проводили в воздушной среде до 250 °С, выше этой температуры – под слоем флюса SnCl<sub>2</sub> или плавкого затвора В<sub>2</sub>О<sub>3</sub>.

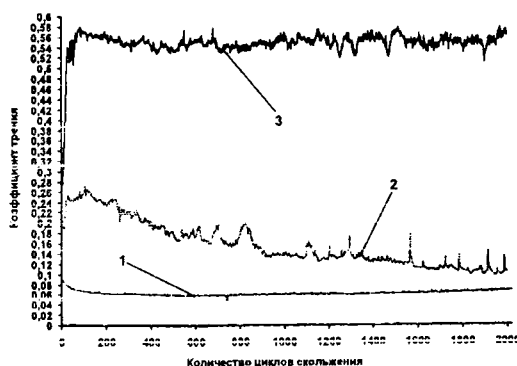
Для изучения структуры стали, подвергнутой ТГХО, применяли микроструктурный, рентгеноструктурный и другие анализы. Тонкую структуру покрытий исследовали на атомно-силовом микроскопе «Nanoscope 3D» (Veeco, USA). Определение триботехнических свойств поверхности осуществляли на микротрибометре возвратно-поступательного типа (ИММС, г. Гомель) по схеме «подвижный шарик – неподвижная плоскость» при условиях испытаний: нагрузка 1 Н; длина хода (трека) 3 мм, скорость 4 мм/с; пара трения: упрочненный сплав (плоскость) – сталь ШХ15 (сфера диаметром 4 мм) [4]. Показатель относительной стойкости упрочненного инструмента (или детали) определяли по формуле  $K_w = t_2/t_1$ , где  $t_1$  - время работы (длина рабочего хода) исходного инструмента;  $t_2$  - время работы упрочненного инструмента.

**Результаты исследований.** Процесс ТГХО имеет двойственный характер упрочнения: (1) на поверхности стали осаждается наноструктурированное твердосмазочное покрытие, (2) в подслое формируется модифицированная зона с полем высоких напряжений сжатия.

Оптимально полученные покрытия на сталях имеют малую толщину (200 – 500 нм). Это ограничивает число методов, с помощью которых можно изучить свойства термогидрохимических (ТГХ) покрытий. Для твердосмазочных покрытий широко применяют методы исследования триботехнических характеристик, определяющей из которых является коэффициент трения [6, 7, 9].

**Триботехнические исследования.** Полученные твердосмазочные покрытия, благодаря формированию нанокристаллической структуры, обладают сверхпластичными свойствами. На основании оптимизации и компьютерного проектирования процесса ТГХО стали У8 с помощью синтез – технологий определены технически – оптимальные режимы и составы вододисперсных нанооксидных сред [4]. Обработка стали У8 по оптимальному режиму (ХО, 1 ч. в составе TiO<sub>2</sub>+MoO<sub>3</sub>, затем ТО при 200 °С, 0,5 ч.) позволила существенно (в 8,3 раза) снизить коэффициент трения поверхности при сухом трении скольжения, по сравнению с исходным состоянием (рис. 1).

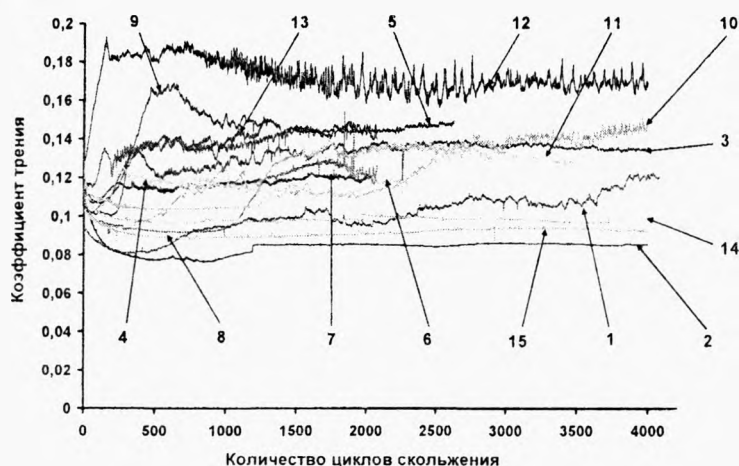
Для инструмента, у которого место контакта с обрабатываемой деталью меняется со временем [11], важно на протяжении всего периода эксплуатации иметь не только минимальные, но неизменные значения коэффициента трения. Таким требованиям отвечают ТГХ покрытия (рис. 2.); и в этом они имеют преимущества перед перед PVD алмазным покрытием (рис. 1.) и другими известными твердосмазочными покрытиями [9].



Вид обработки: 1 – сталь У8 после ТГХО в оптимальном режиме; 2 – сталь У8 с алмазоподобным PVD покрытием; 3 – исходная сталь У8 (без обработки);

Рис. 1. – Сравнительная диаграмма изменения коэффициента трения от длительности изнашивания (без смазки) поверхности стали У8 до и после ТГХО

В результате оптимизации процесса ТГХО выявлена важная эксплуатационная особенность разработанных покрытий. ТГХ оксидные покрытия отличаются, от ныне известных наноструктурированных покрытий [9, 10], более высокой термической стабильностью: даже после нагрева до 1050 °С и выдержки в течение 0,5 ч. полученные покрытия сохраняют очень низкий коэффициент трения ( $f = 0,09$ ) (рис. 2.).



1 – 100°C; 2 – 200°C; 3 – 250°C; 4 – 300°C; 5 – 350°C; 6 – 400°C; 7 – 450°C; 8 – 500°C; 9 – 550°C; 10 – 600°C; 11 – 650°C; 12 – 700°C; 13 – 870°C; 14 – 1000°C; 15 – 1050°C;

Рис. 2. Влияние температуры термообработки при ТГХО стали У8 на коэффициент трения ее поверхности в условиях отсутствия смазки

Режим ХО:  $T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $\tau = 2\text{ ч}$ . Состав водной среды на основе  $\text{TiO}_2 + \text{MoO}_3$

**Структурные исследования.** Такие исследования в настоящей работе были проведены на стальных образцах, упрочненных ТГХО в оптимальных вододисперсных средах на основе оксидов  $\text{TiO}_2 + \text{MoO}_3$ .

С помощью атомно-силового микроскопа «Nanoscope 3D» изучали морфологию и кинетику формирования наноструктурированных слоев сначала в результате гидрохимической обработки стали У8, а затем после нагрева до температур от 100 до 1050 °С. ТГХ покрытия на на стали У8 имеют сложную структуру поверхности, состоящую из неоднородных по цвету и форме зерен (рис. 3.). Все полученные покрытия формируются с нано- или нанокомпозитной структурой.

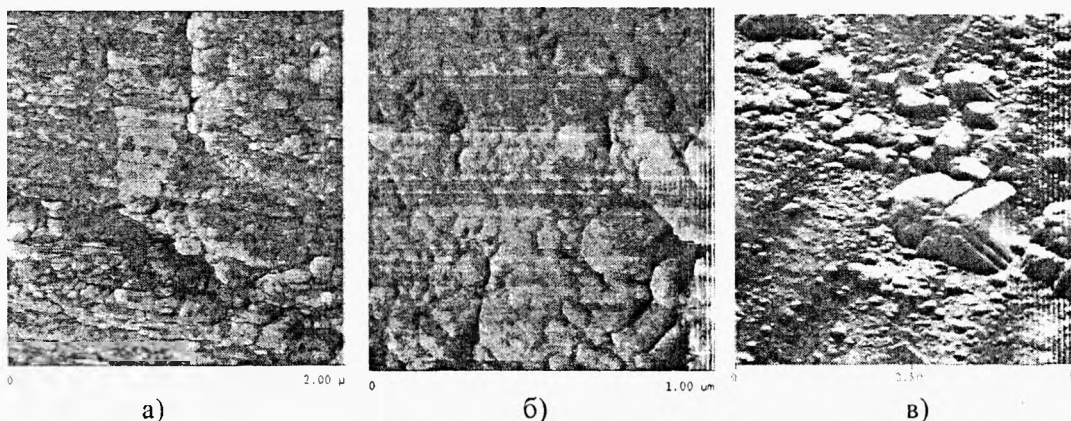


Рис. 3. – Структура поверхности стали У8 после ГХО в вододисперсной среде на основе  $\text{TiO}_2 + \text{MoO}_3$  в течение 30 мин. (а), 1 ч. (б) и ТГХО при нагреве до 1000°C (в)

Первоначально на поверхности стали осаждаются зародыши размером 16 нм; с увеличением времени химической обработки эти частицы заполняют поверхность, а затем и пространство,

незначительно меняя свои размеры (табл. 1). В результате по принципу «свободного падения апельсинов (кластеров)» [12]: на подложке формируются высокоорганизованные пленки с сильно развитой зернограничной поверхностью. Скорость роста гидрохимических слоев на стали составляет 200 – 250 нм/ч. При последующем нагреве стали У8 размер зерен в полученных ГХ покрытиях увеличивается с повышением температуры (табл. 1); при этом сначала преобладает наноразмерная структура слоев, а выше 500 °С формируется нанокompозитная структура, в которой появляются отдельные зерна (размером более 100 нм).

Таблица 1. – Влияние параметров ТГХО стали У8 на размер зерен в покрытии

Время химического осадения ГХ покрытия, мин	10	30	60	120
Размер зерен в покрытии, нм	16	24	25	35

Температура нагрева покрытия, °С	100	150	250	300	400	500	600	700	800	870	1000
Размер зерен в покрытии, нм	25-30	30-34	90-95	90-95	90-97	90-100	95-110	110-120	90-100	90-110	90-205

Рентгеноструктурные исследования (табл. 2) показали, что после ТГХО стали У8 (HRC 60) формируются остаточные сжимающие напряжения 1-го рода. Все съемки выполнялись на дифрактометре ДРОН - 3.0 в режиме сканирования по точкам в монохроматизированном  $\text{CuK}\alpha$  излучении. Расчет макронапряжений в твердых сплавах осуществляли по методике [13]. Величина макронапряжений сжатия возрастает в 1,7 раза, по сравнению с необработанной сталью и сравнима с уровнем напряжений, создаваемых методами пластической деформации (ППД, МГПД.) [14, 15]. Если при ППД создается плотность дислокаций, равная  $10^{10} - 10^{12}$  на  $\text{см}^{-2}$  [16], то при ТГХО стали число дислокаций существенно не меняется, по сравнению с исходным состоянием (табл. 2).

Таблица 2 – Результаты рентгеновской съемки стали У8

Режим обработки и стали	Фаза(линии $2\theta_{\perp}$ , град	$2\theta_0$ , град	$d_{\perp}$ , нм	$d_0$ , нм	$\sigma$ , МПа	Плотность дислокаций, $10^9 \text{ см}^{-2}$	
ТО	$\alpha\text{-Fe (220)}$	98,889	98,945	1,01379	1,0134	-270	2,77943
ТГХО	[06-0696]	98,865	98,945	1,01408	1,0134	-470	2,77711

Микронапряжения (2-го рода) в ТГХ упрочненной стали выявлены не были, не отмечено также статических искажений решетки [13]. Рентгеновским анализом не установлен фазовый состав ТГХ покрытий, поскольку их наноструктура считается рентгеноаморфной [12, 17].

Улучшение износостойкости инструментальной стали при ее гидрохимической обработке, можно объяснить реализацией эффекта Ребиндера, который носит адгезионный характер взаимодействия поверхности любых твердых тел с поверхностно-активными веществами [8]. В нашем случае присутствие ПАВ в насыщающей среде позволяет интенсифицировать процесс поверхностного диспергирования оксидов и стали, образуя устойчивую дисперсную систему на основе мицелл, которые на начальной стадии износа способны направленно двигаться в зону контакта и снижать силы адгезии [5-7]. В результате по принципу диффузионно-вакансионного механизма происходит скольжение внутри покрытия, но с малыми затратами энергии. Такое

свободное перемещение слоев покрытия в процессе изнашивания обеспечивает ему самосмазывающий эффект.

**Применение результатов исследований.** В результате производственных испытаний установлено, что ТГХО с использованием вододисперсных оксидных составов позволяет увеличить износостойкость различных видов стальных инструментов в 1.3 – 4.5 раз, по сравнению со стандартно термообработанными (табл. 3). Процесс термогидрохимической обработки внедрен в Беларуси на предприятиях «МТЗ», «БелАЗ», «Мотовело» и др.

**Таблица 3 – Результаты испытаний изделий и инструментов, подвергнутых ТГХО**

Вид инструмента	Материал инструмент(название компании)	Место испытаний	Стойкость KW
метчики	б.р. стали	«VUNZ»(Чехия), «Daewoo»(Корея), «БелАЗ»	2 – 4.1
ленточные пилы	б.р. стали	«VUNZ»(Чехия)	2.5 – 3
сверла	б.р. стали	«PS»(Словакия), «VUNZ»(Чехия), «БелАЗ»	1.8 – 2.9
зенкера	б.р. стали	«САЛЮТ» (РФ), «Искра» (РФ), ВТЗ (РФ)	1.8 – 3
развертки	б.р. стали	«Мотовело», «БАТЭ», «АГУ»	1.5 – 2.7
протяжка	б.р. стали	«Мотовело», «АГУ»	2 – 2.5
резцы	б.р. стали	«Мотовело», «БелАЗ»	1.3 – 1.9
долбяки	б.р. стали	«Мотовело»	1.6 – 2.1
фрезы	б.р. стали	«Мотовело», «БелАЗ», «МТЗ»	2 – 4.5
ножи для обработки	б.р. стали	«Skloplast»(Словакия)	1.9 – 2.2
стекловолокна			
штампы	штамповые	«ZVL-LSA»(Словакия), «БелАЗ»	1.8 – 2.5
холодного деформирования	стали		

**Выводы.** Разработанный процесс термогидрохимической обработки имеет двойственный характер упрочнения: на поверхности стали осаждается наноструктурированное твердосмазочное покрытие, а в подслое создается зона высоких напряжений сжатия, сравнимых с уровнем напряжений, создаваемых методами поверхностной пластической деформации.

В результате оптимизации процесса термогидрохимической обработки коэффициент трения стальной поверхности снизился в 8,3 раза, по сравнению с исходным состоянием. Разработанные покрытия, в отличие от других твердосмазочных покрытий, не требуют приработки и минимальные значения коэффициента трения на протяжении всего времени эксплуатации остаются на одном уровне. Отмечена высокая термическая стабильность нанокompозитных структур полученных покрытий, которые даже после нагрева до 1050 °С сохраняют очень низкий коэффициент трения ( $f = 0,09$ ) при отсутствии смазки.

Разработан простой способ термогидрохимической обработки, который позволяет повысить стойкость различных видов стальных инструментов в 1.3 – 4.5 раза выше, по сравнению со стандартно термообработанными.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Патент 2023027 (Российская Федерация) Шматов А. А., Ворошнин Л. Г. Способ упрочнения инструмента из быстрорежущей стали. Оpubл. 15.11.94. Бюл. 21, 1994.
2. Шматов А. А. Комбинированное объемно-поверхностное упрочнение стального режущего инструмента / А. А. Шматов // Вест. Брест. гос. тех. ун-та. Сер. Машиностроение. – 2008. – №4. – С. 16–21.
3. Шматов А. А. Нанотехнология низкотемпературного термохимического упрочнения готового к эксплуатации инструмента / А. А. Шматов // Сб. науч. тр. / Наноструктурные материалы: получение, свойства, применение.– Минск, 2009. – С. 221–230.
4. Шматов А. А.

Компьютерное проектирование процесса ТГХО для формирования твердосмазочных покрытий на инструментальной стали У8 / А. А. Шматов, О. В. Жилинский, С. И. Марочкина, Г. К. Жавнерко, А. Е. Соломянский // Вест. Полоц. гос. ун-та. Сер. В. Промышленность. – 2010. – №2. – С. 139–146. 5. Гаркунов Д. Н. Виды трения и износа. Эксплуатационные повреждения деталей машин / Д. Н. Гаркунов, П.И. Корник. – М.: Изд-во МСХА, 2003. – 344 с. 6. Мышкин Н. К. Трение, смазка, износ/Н. К. Мышкин М. И. Петроковец.–М.: ФИЗМАТЛИТ, 2007. – 368 с. 7. Польшер Г. Основы трения и изнашивания / Г. Польшер, Ф. Майсснер. – М.: Машиностроение, 1984. – 264 с. 8. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов / Я. Б. Фридман. – М.: Машиностроение, 1974. – Т.2 – 135 с. 9. Витязь П. А. Твердосмазочные покрытия в машиностроении / П. А. Витязь [и др.]. – Мн.: Бел. наука, 2007. – 170 с. 10. Материаловедение. Технология конструкционных материалов / под ред. В. С. Чередниченко. – М.: Омега-Л, 2008 – 752 с. 11. Бельский С. Е. Структурные факторы эксплуатационной стойкости режущего инструмента / С. Е. Бельский, Р. Л. Тофпенец. – Минск: Наука и техника, 1984. – 128 с. 12. Суздальев И. П. Нанотехнология: физико-химия нанокластеров, наноструктур и наноматериалов / И. П. Суздальев. – М.: КомКнига, 2006. – 592 с. 13. Горелик, С.С. Рентгенографический и электроннооптический анализ / С.С. Горелик, Л. Н. Расторгуев, Ю.А. Скаков. – М: Металлургия, 1970. – 107 с. 14. Научные основы повышения малоциклового прочност / Н. А. Махутов [и др.]; под ред. Н. А. Махутова. – М.: Наука, 2006. – 623 с. 15. Бойцов В. Б. Технологические методы повышения прочност и долговечности: учеб. пособие / В. Б. Бойцов, А. О. Чернявский. – М.: Машиностроение, 2005. – 128 с. 16. Материаловедение: учебник для втузов / Б. Н. Арзамасов [и др.]; под общ. ред. Б. Н. Арзамасова. – М.: МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2005. – 648 с. 17. Наноструктурные материалы – 2008. (НАНО-2008): материалы Первой междунар. науч. конф. – Минск: Белорус. наука, 2008. – 765 с.

УДК 621.941.2

Куптель В.Г.

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВИБРАЦИОННОГО ТОЧЕНИЯ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Разработана математическая модель механизма возникновения и поддержания в зоне резания направленных колебаний, учитывающая кинематическую схему обработки и конструктивные параметры инструмента и позволяющая в зависимости от заданных режимов резания прогнозировать и описывать траекторию движения режущей кромки инструмента. В результате выполненного компьютерного моделирования доказана возможность реализации траекторий движения режущей кромки инструмента, обеспечивающих переменное сечение срезаемого слоя при продольном наружном точении. Установлено, что для поддержания необходимой интенсивности вибраций при изменении осевой составляющей силы резания  $P_x$  от 350 Н до 650 Н жесткость упругих элементов  $j_x$  должна соответствовать диапазону 200–350 Н/мм.*

Для определения траекторий движения режущей кромки инструмента и выбора рациональных конструктивных и технологических параметров инструментов в зависимости от различных технологических условий обработки при черновом и полувальцовом продольном наружном точении целесообразно разработать математическую модель возникновения и поддержания в зоне резания направленных колебаний. С этой целью предложена схема точения с вибрациями в осевом направлении (рис. 1.), основанная на принципе возбуждения колебаний режущей кромки инструмента, посредством установки между резцом и корпусом державки упругого элемента, создающего в направлении движения подачи наименьшую регулируемую жесткость.

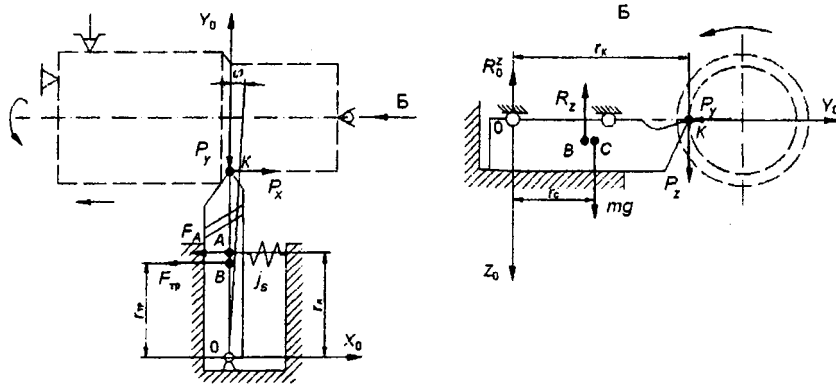


Рис. 1. – Схема точения с вибрациями в осевом направлении

На рис. 1. приняты следующие обозначения:

$\varphi$  – угол поворота резца вокруг оси  $z$  (обобщенная координата);  $P_x, P_y, P_z$  – составляющие (проекции) силы резания, Н;  $F_A$  – сила упругости, Н;  $F_{тр}$  – сила трения, Н;  $R_0^z$  – реакция в шарнирной опоре по оси  $z$ , Н;  $R_z$  – нормальная реакция, Н;  $j_s$  – жесткость упругого элемента, Н/мм;  $r_A$  – расстояние до точки приложения силы упругости пружины, мм;  $r_{тр}$  – расстояние до точки приложения силы трения, мм;  $r_C$  – расстояние до центра тяжести системы (масс), мм;  $r_K$  – расстояние до вершины режущего инструмента, мм;  $m$  – масса колеблющейся системы, кг;  $g$  – ускорение свободного падения,  $m/c^2$ .

Из рис. 1. в соответствии с принципом Даламбера можно записать

$$\begin{cases} \overline{P_p} + \overline{F_A} + \overline{F_{тр}} + \overline{R_0} + \overline{R_z} + m\overline{g} + \overline{\Phi} = 0; \\ (\overline{r_K} \times \overline{P_p}) + (\overline{r_A} \times \overline{F_A}) + (\overline{r_{тр}} \times \overline{F_{тр}}) + M_{тр}^0 + M^\Phi = 0, \end{cases}$$

где  $\overline{P_p}$  – сила резания;

$\overline{F_A}$  – сила упругости;

$\overline{F_{тр}}$  – сила трения;

$\overline{R_0}$  – реакция опоры в точке 0;

$\overline{R_z}$  – нормальная реакция;

$\overline{\Phi}$  – сила инерции;

$r_K, r_A, r_{тр}$  – радиусы-векторы точек приложения сил;

$M_{тр}^0$  – момент трения относительно точки 0 (начала системы координат);

$M^\Phi$  – момент сил инерции относительно точки 0.

Сила упругости

$$F_A = j_s \varphi \cdot r_A$$

Суммарное линейное и угловое перемещение (рис. 2.)

$$\begin{cases} P_x - j_s \varphi r_A \cos \varphi - F_{тр} \cos \varphi - R_0^x \cos \varphi + R_0^y \sin \varphi - m \frac{dV_C}{dt} \cos \varphi + m \frac{V_C^2}{r_C} \sin \varphi = 0; \\ -P_y + j_s \varphi r_A \sin \varphi + F_{тр} \sin \varphi + R_0^x \sin \varphi + R_0^y \cos \varphi + m \frac{dV_C}{dt} \sin \varphi + m \frac{V_C^2}{r_C} \sin \varphi = 0; \\ P_z + mg - R_z - R_0^z = 0, \end{cases}$$

где  $R_0^x$  и  $R_0^y$  – реакции в шарнирной опоре по соответствующим осям;

$$\Phi^r = m \frac{dV_C}{dt} - \text{нормальная составляющая силы инерции};$$

$$\Phi^n = m \frac{V_C^2}{r_C} - \text{касательная составляющая силы инерции};$$

$$V_C = \frac{d\varphi}{dt} r_C - \text{скорость центра масс.}$$

Векторное произведение двух векторов выражается определителем, в первой строке которого расположены единичные векторы  $\bar{i}_0, \bar{j}_0, \bar{k}_0$ , направленные вдоль осей координат, а в двух других строках – проекции на оси координат векторов сомножителей [1, с. 371]:

$$\begin{vmatrix} \bar{i}_0 & \bar{j}_0 & \bar{k}_0 \\ r_K \sin\varphi & r_K \cos\varphi & 0 \\ P_x & -P_y & -P_z \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \bar{i}_0 & \bar{j}_0 & \bar{k}_0 \\ r_A \sin\varphi & r_A \cos\varphi & 0 \\ -F_A \cos\varphi & F_A \sin\varphi & 0 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \bar{i}_0 & \bar{j}_0 & \bar{k}_0 \\ r_{\text{тр}} \sin\varphi & r_{\text{тр}} \cos\varphi & 0 \\ -F_{\text{тр}} \cos\varphi & F_{\text{тр}} \sin\varphi & 0 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} (M_{\text{тр}}^0)_x \\ (M_{\text{тр}}^0)_y \\ (M_{\text{тр}}^0)_z \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ J_0^z \varepsilon \end{vmatrix} = 0, \quad (1)$$

где  $J_0^z$  – момент инерции реза относительно оси  $Oz$ , проходящей через центр вращения (точку  $O$ );  $\varepsilon$  – угловое ускорение.

$$\varepsilon = \frac{d^2\varphi}{dt^2} = \ddot{\varphi}.$$

Разложим определитель (1) по элементам первой строки

$$\begin{aligned} & \bar{i}_0(-P_z r_K \cos\varphi) - \bar{j}_0(-P_z r_K \sin\varphi) + \bar{k}_0(-P_y r_K \sin\varphi - P_x r_K \cos\varphi) + \\ & + \bar{i}_0 \cdot 0 - \bar{j}_0 \cdot 0 + \bar{k}_0(F_A \sin\varphi r_A \sin\varphi - (-F_A \cos\varphi) r_A \cos\varphi) + \\ & + \bar{i}_0 \cdot 0 - \bar{j}_0 \cdot 0 + \bar{k}_0(F_{\text{тр}} \sin\varphi r_{\text{тр}} \sin\varphi - (-F_{\text{тр}} \cos\varphi) r_{\text{тр}} \cos\varphi) + \bar{i}_0 \cdot (M_{\text{тр}}^0)_x + \\ & + \bar{j}_0 (M_{\text{тр}}^0)_y + \bar{k}_0 (M_{\text{тр}}^0)_z - \bar{k}_0 J_0^z \varepsilon = 0; \\ & \bar{i}_0(-P_z r_K \cos\varphi + (M_{\text{тр}}^0)_x) + \bar{j}_0(-P_z r_K \sin\varphi + (M_{\text{тр}}^0)_y) + \\ & + \bar{k}_0(-P_y r_K \sin\varphi - P_x r_K \cos\varphi + F_A r_A + F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + (M_{\text{тр}}^0)_z + J_0^z \varepsilon) = 0, \end{aligned}$$

получим

$$\begin{cases} P_z r_K \cos\varphi = (M_{\text{тр}}^0)_x; \\ P_z r_K \sin\varphi = (M_{\text{тр}}^0)_y; \\ -P_y r_K \sin\varphi - P_x r_K \cos\varphi + F_A r_A + F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + (M_{\text{тр}}^0)_z + J_0^z \varepsilon = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Из системы (2) определим составляющие сил резания

$$\begin{aligned} P_x &= F_A \cos\varphi + F_{\text{тр}} \cos\varphi + R_0^x \cos\varphi - R_0^y \sin\varphi + m \frac{dV_C}{dt} \cos\varphi - m \frac{V_C^2}{r_C} \sin\varphi = \\ &= F_A \cos\varphi + F_{\text{тр}} \cos\varphi + R_0^x \cos\varphi - R_0^y \sin\varphi + m r_C \dot{\varphi} \cos\varphi - m r_C \varphi^2 \sin\varphi; \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} P_y &= F_A \sin\varphi + F_{\text{тр}} \sin\varphi + R_0^x \sin\varphi + R_0^y \cos\varphi + m \frac{dV_C}{dt} \sin\varphi + m \frac{V_C^2}{r_C} \cos\varphi = \\ &= F_A \sin\varphi + F_{\text{тр}} \sin\varphi + R_0^x \sin\varphi + R_0^y \cos\varphi + m r_C \dot{\varphi} \sin\varphi + m r_C \varphi^2 \cos\varphi; \end{aligned} \quad (4)$$



$$P_z = -mg + R_z + R_z^0. \quad (5)$$

Выразим силу трения из уравнения (5)

$$R_z = P_z + mg - R_z^0 \Rightarrow F_{\text{тр}} = (P_z + mg - R_z^0)\mu_{\text{тр}};$$

$$F_{\text{тр}} = R_z\mu_{\text{тр}},$$

где  $\mu_{\text{тр}}$  – коэффициент трения.

Момент трения относительно опоры 0

$$M_{\text{тр}}^0 = F_{\text{тр}}h,$$

где  $h$  – плечо пары сил, мм.

Тогда из системы уравнений (2) можно записать, что

$$\cos\varphi = \frac{(M_{\text{тр}}^0)_x}{P_z r_K}; \quad \sin\varphi = \frac{(M_{\text{тр}}^0)_y}{P_z r_K}.$$

Подставляя уравнения (3) и (4) в третье уравнение системы (2), получаем дифференциальное уравнение движения режущей кромки инструмента

$$\begin{aligned} J_0^z \varepsilon &= -P_y r_K \sin\varphi - P_x r_K \cos\varphi + F_A r_A + F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + (M_{\text{тр}}^0)_z = \\ &= -(F_A \sin\varphi + F_{\text{тр}} \sin\varphi + R_0^x \sin\varphi + R_0^y \cos\varphi + m r_C \dot{\varphi} \sin\varphi + m r_C \dot{\varphi}^2 \cos\varphi) r_K \sin\varphi - \\ &- (F_A \cos\varphi + F_{\text{тр}} \cos\varphi + R_0^x \cos\varphi - R_0^y \sin\varphi + m r_C \dot{\varphi} \cos\varphi - m r_C \dot{\varphi}^2 \sin\varphi) r_K \cos\varphi + \\ &+ F_A r_A + F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + (M_{\text{тр}}^0)_z = -F_A r_K \sin^2\varphi - F_{\text{тр}} r_K \sin^2\varphi - R_0^x r_K \sin^2\varphi - \\ &- R_0^y r_K \cos\varphi \sin\varphi - m r_C r_K \dot{\varphi} \sin^2\varphi - m r_C r_K \dot{\varphi}^2 \cos\varphi \sin\varphi - F_A r_K \cos^2\varphi - \\ &- F_{\text{тр}} r_K \cos^2\varphi - R_0^x r_K \cos^2\varphi + R_0^y r_K \sin\varphi \cos\varphi - m r_C r_K \dot{\varphi} \cos^2\varphi + \\ &+ m r_C r_K \dot{\varphi}^2 \sin\varphi \cos\varphi + F_A r_A + F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + (M_{\text{тр}}^0)_z = F_A (r_A - r_K) + F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - \\ &- R_0^x r_K - m r_C r_K \dot{\varphi} + (M_{\text{тр}}^0)_z. \end{aligned}$$

В результате преобразований получаем уравнение движения вершины режущей кромки инструмента (точка К)

$$\begin{aligned} J_0^z \ddot{\varphi} &= J_0^z \varepsilon = F_A (r_A - r_K) + F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K - m r_C r_K \dot{\varphi} + (M_{\text{тр}}^0)_z \\ (J_0^z + m r_C r_K) \ddot{\varphi} &= F_A (r_A - r_K) + F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z; \\ (J_0^z + m r_C r_K) \ddot{\varphi} - j_s \varphi \cdot r_A (r_A - r_K) &= F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z. \end{aligned} \quad (6)$$

Уравнение (6) – неоднородное обыкновенное дифференциальное уравнение второго порядка. Его решение можно представить в виде суммы общего решения соответствующего однородного уравнения  $\varphi_1$  и частного решения неоднородного уравнения  $\bar{\varphi}$ :

$$\varphi = \varphi_1 + \bar{\varphi}.$$

Соответствующее однородное уравнение имеет вид

$$(J_0^z + m r_C r_K) \ddot{\varphi} - j_s \varphi \cdot r_A (r_A - r_K) = 0$$

Или

$$\ddot{\varphi}_1 - \varphi_1 \cdot \frac{j_s r_A (r_A - r_K)}{J_0^z + m r_C r_K} = 0.$$

Характеристическое уравнение будет иметь вид

$$\lambda^2 - \frac{j_s r_A (r_A - r_K)}{J_0^z + m r_C r_K} = 0,$$

откуда определяем

$$\lambda_{1,2} = \pm \sqrt{\frac{j_s r_A (r_A - r_K)}{J_0^z + m r_C r_K}}.$$

Поскольку  $r_A - r_K < 0$ , получаем

$$\lambda_{1,2} = \pm i \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}}.$$

Тогда общее решение будем искать в виде

$$\varphi_1 = C_1 \cos \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + C_2 \sin \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right),$$

где  $C_1$  и  $C_2$  – произвольные постоянные.

Определим частное решение  $\bar{\varphi}$  неоднородного уравнения (6)

$$(J_0^z + m r_C r_K) \bar{\varphi} - j_s \bar{\varphi} \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z. \quad (7)$$

Правая часть уравнения (7) не зависит от переменной  $\bar{\varphi}$ , поэтому решение будем искать в виде  $\bar{\varphi} = A_1 t + B_1$ .

Найдем первую и вторую производные от  $\bar{\varphi}$  и подставим в уравнение (7)

$$\dot{\bar{\varphi}} = A_1, \quad \ddot{\bar{\varphi}} = 0$$

$$(J_0^z + m r_C r_K) \cdot 0 - j_s (A_1 t + B_1) \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z$$

Или

$$- j_s (A_1 t + B_1) \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z.$$

Сгруппируем коэффициенты при соответствующих степенях  $t$  и составим уравнения

$$t^0: - j_s \cdot B_1 \cdot r_A (r_A - r_K) = F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) - R_0^x r_K + (M_{\text{тр}}^0)_z;$$

$$t^1: - j_s \cdot A_1 \cdot r_A (r_A - r_K) = 0.$$

Из этой системы находим

$$B_1 = \frac{- F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)};$$

$$A_1 = 0.$$

Тогда

$$\bar{\varphi} = A_1 t + B_1 = \frac{- F_{\text{тр}} (r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)}.$$

Решение исходного уравнения (6)

$$\varphi = \varphi_1 + \bar{\varphi} = C_1 \cos \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + C_2 \sin \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)}.$$

Найдем производную

$$\dot{\varphi} = -\sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_1 \sin \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_2 \cos \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right).$$

Определим неизвестные  $C_1$  и  $C_2$ , пользуясь начальными условиями:

$$\begin{cases} \varphi(0) = \varphi_0; \\ \dot{\varphi}(0) = \dot{\varphi}_0; \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_1 \cos(0) + C_2 \sin(0) + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} = \varphi_0; \\ -\sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_1 \sin(0) + \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_2 \cos(0) = \dot{\varphi}_0. \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_1 + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} = \varphi_0; \\ \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} C_2 = \dot{\varphi}_0. \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_1 = -\frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} + \varphi_0; \\ C_2 = \dot{\varphi}_0 \sqrt{\frac{J_0^z + m r_C r_K}{j_s r_A (r_K - r_A)}}. \end{cases}$$

Окончательно получаем

$$\begin{aligned} \varphi(t) = & \left( -\frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)} + \varphi_0 \right) \cos \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + \\ & + \dot{\varphi}_0 \sqrt{\frac{J_0^z + m r_C r_K}{j_s r_A (r_K - r_A)}} \sin \left( t \sqrt{\frac{j_s r_A (r_K - r_A)}{J_0^z + m r_C r_K}} \right) + \frac{-F_{\text{тр}}(r_{\text{тр}} - r_K) + R_0^x r_K - (M_{\text{тр}}^0)_z}{j_s \cdot r_A (r_A - r_K)}. \end{aligned} \quad (8)$$

Уравнение, аналогичное (6), может быть получено из уравнения Лагранжа второго рода (которое учитывает только активные силы)

$$J_0^z \ddot{\varphi} - (P_y r_K - j_s \cdot r_A^2) \varphi = -F_{\text{тр}} r_{\text{тр}} + P_x r_K. \quad (9)$$

Посредством пакета Mathematica проведено компьютерное моделирование динамического поведения режущей кромки инструмента при вибрационном точении с осевой подачей. Моделирование уравнений (5) и (9) показало, что наибольшее влияние на условия дробления стружки

оказывают: составляющая силы резания  $P_x$ , жесткость упругого элемента  $j_s$  и габаритные размеры инструмента. Поэтому для практических целей целесообразно использовать упрощенную схему колебательной системы. Такая схема представлена на рис. 3.

Как известно [2, с. 281], вынужденные колебания при наличии сопротивления описываются дифференциальным уравнением

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + cx = H(t), \quad (10)$$

где  $x$  – координата;

$m$  – масса материальной точки;

$b$  – коэффициент сопротивления среды;

$c$  – коэффициент жесткости;

$H(t)$  – возмущающая сила.

В рассматриваемом случае, колебания происходят вокруг точки вращения  $O$ , поэтому уравнение колебаний (10) имеет вид

$$I\ddot{\phi} + M_b\dot{\phi} + M_c\phi = M_{(H_t)},$$

где  $I$  – момент инерции резца при его вращении вокруг точки  $O$ ;

$M_b$  – момент сил сопротивления;

$M_c$  – момент силы упругости пружины;

$M_{(H_t)}$  – момент возмущающей силы.

Силами сопротивления являются силы трения, вызывающие затухание собственных колебаний.

На практике используются следующие модели трения [3]:

- сила трения пропорциональна скорости (при колебаниях в воздушной среде);
- сила трения пропорциональна квадрату скорости (при колебаниях в жидкой среде);
- кулоновское трение – сила трения постоянна по величине, не зависит от скорости и действует в направлении, противоположном скорости (при трении сухих скользящих поверхностей).

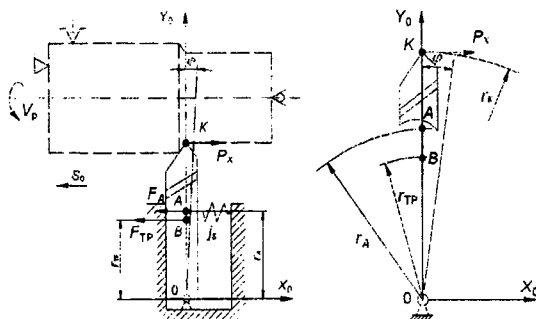


Рис. 3. – Расчетная схема колебательной системы при вибрационном точении с осевой подачей

Принимаем, что колебания инструмента происходят в воздушной среде (поскольку масляная пленка существенно снижает коэффициент трения резца со станком), и считаем, что сила трения пропорциональна скорости колебания резца  $b = \lambda\dot{\phi}$ , где  $\lambda$  – коэффициент пропорциональности.

Принимаем также, что возмущающая сила действует по закону

$$H(t) = P_x \cos(pt),$$

где  $p$  – частота возмущающей силы.

Тогда дифференциальное уравнение траектории движения вершины режущей кромки инструмента (точка  $K$ )

$$I\ddot{\phi} + \lambda\dot{\phi} \cdot r_{\text{тр}} + j_s \phi \cdot r_A = P_x \cdot r_K \cdot \cos(pt). \quad (11)$$

С помощью пакета Mathematica проведено компьютерное моделирование динамического поведения режущей кромки инструмента при вибрационном точении в соответствии с уравнением (11). В ходе моделирования установлена возможность реализации траекторий движения режущей кромки инструмента, обеспечивающих переменное сечение срезаемого слоя, а следовательно, и

дробление стружки при продольном наружном точении. При этом установлено, что для поддержания необходимой интенсивности вибраций при изменении осевой составляющей силы резания  $P_x$  от 350 Н до 650 Н жесткость упругих элементов  $j_s$  должна соответствовать диапазону 200–350 Н/мм.

Полученные при моделировании расчетные траектории движения вершины режущей кромки соответствуют траекториям, записанным на виброграммах при проведении экспериментальных исследований (рис. 4.) с помощью измерительного комплекса.

Адекватность совпадения траекторий была проверена и подтверждена посредством методов математической статистики [4, 5].

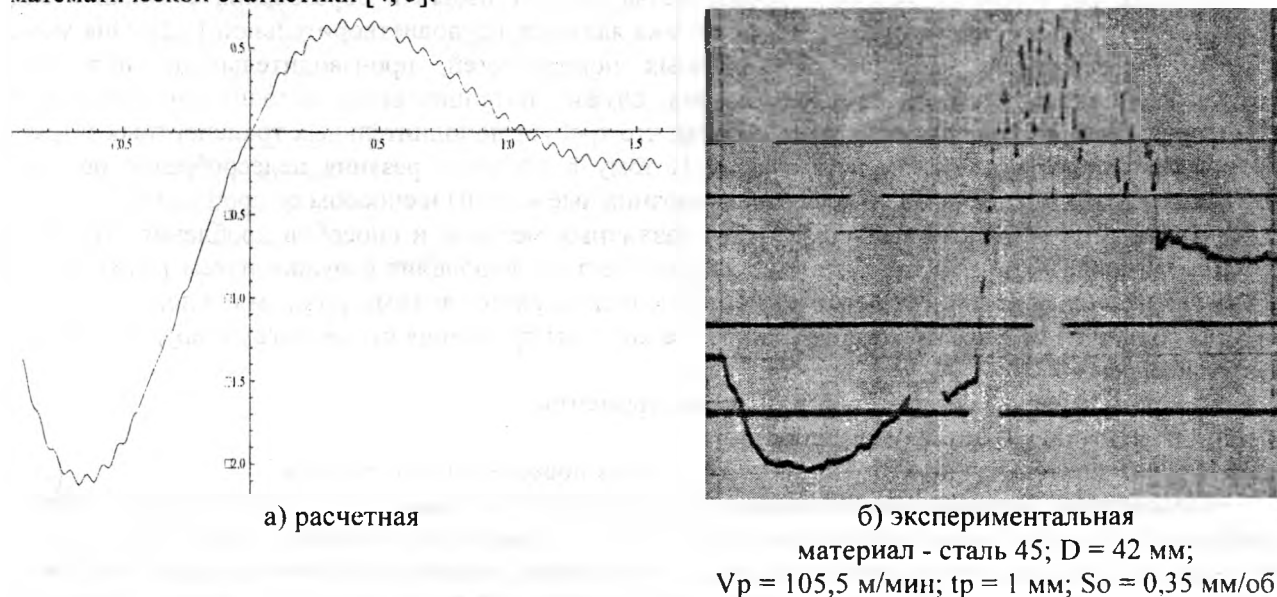


Рис. 4. – Траектории движения вершины режущей кромки инструмента при продольном наружном точении

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Никитин Н.Н. Курс теоретической механики: учеб. для машиностроит. и приборостроит. спец. вузов. / Н.Н. Никитин. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1990. – 607 с.
2. Бутенин Н.В. Курс теоретической механики: учеб. для вузов / Н.В. Бутенин, Я.Л. Лунц, Д.Р. Меркин. – СПб.: Лань, 2002. – 736 с.
3. Крылов Н.М. Введение в нелинейную механику / Н.М. Крылов, Н.Н. Боголюбов. – Киев: АН УССР, 1937. – 366 с.
4. Джонсон Н. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке. Методы обработки данных / Н. Джонсон, Ф. Лион; пер. с англ. Е.Г. Коваленко [и др.]; под ред. Э.К. Лецкого. – М.: Мир, 1980. – 610 с.
5. Кринецкий И.И. Основы научных исследований / И.И. Кринецкий. – Киев: Вища шк., 1981. – 210 с.

УДК 621.941.1

Шелег В.К., Данильчик С.С.

### АНАЛИЗ МЕТОДОВ И СПОСОБОВ СТРУЖКОДРОБЛЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Рассмотрены классификации методов и способов дробления стружки в процессе токарной обработки, предложенные разными авторами, проведен сравнительный анализ методов и способов стружкодробления с постоянными и переменными параметрами процесса резания, в том числе способов вибрационного резания. Предложен метод точения с наложением на традиционную схему резания направленных асимметричных колебаний режущего инструмента. Установлено влияние коэффициента асимметрии цикла колебаний инструмента на толщину срезаемого слоя.*

Обработка материалов резанием является одним из основных видов обработки деталей. Процесс резания сопровождается образованием стружки различной формы и размеров. Понятие о благоприятной форме стружки для разных типов производства не является одинаковым. Оптимальной считается стружка в виде элементов цилиндрической или конической спирали длиной 50 – 150 мм для единичного и серийного производства, и 30-80 мм для массового производства. Хорошей и удовлетворительной стружкой в зависимости от типа производства, сложности оборудования можно считать непрерывную спиральную и крупнодробленую в виде отдельных колец и полуколец. Но в любых условиях производства следует избегать образования стружки в виде прямой ленты или путаной стружки. Такая стружка является неудовлетворительной [1,2]. Она может привести к снижению качества обработанных поверхностей, производительности обработки, затрудняет процесс удаления из зоны резания, служит потенциальным источником травматизма рабочих. Кроме того, она имеет большой объем, что требует дополнительных транспортных затрат и увеличения площади для ее складирования. Потому в процессе резания целесообразно получать дробленую стружку, для чего применяются всевозможные методы и способы ее дробления.

Целью данной работы является анализ различных методов и способов дробления стружки в процессе точения деталей. В работе показана перспектива дробления стружки путем наложения на подачу инструмента дополнительных колебательных движений с асимметричным циклом.

По одной из первых классификаций [3] все способы дробления стружки группируются по трем направлениям:

1. Применение специального режущего инструмента.
2. Изменение кинематики резания.
3. Предварительная подготовка обрабатываемых поверхностей заготовки.

Проведенное группирование способов было полезным шагом в систематизации методов дробления стружки. Однако практика металлообработки требовала создания таких классификаций, которые смогли бы на основе принятых классификационных признаков облегчить ориентирование в этой области знаний. Так классификация, предложенная группой авторов Пермского политехнического института, предполагает в качестве основного классификационного признака первичные (исходные) условия дробления стружки [4]. Классификация предусматривает три метода дробления стружки: кинематический, динамический (силовой) и метод, связанный с предварительной подготовкой поверхности (рис. 1.). Главным недостатком данной классификации является ее недостаточная информативность. Многие известные в 70-е годы способы дробления стружки, например, связанные с регулированием режимов резания и геометрии режущего инструмента, применением многозубых и многолезвийных инструментов, тепловым воздействием, авторами даже не рассматривались. Не проводилось дальнейшего деления и внутри групп.

Классификация способов дробления стружки, предложенная в [5], охватывает практически все способы, известные в те годы. В качестве классификационного признака предлагается соответствие или несоответствие рассматриваемых способов классической схеме точения. Если рассматриваемые способы дробления сливной стружки сохраняют постоянство кинематических параметров обработки, целостность обрабатываемых поверхностей и постоянство контактирования привершинной части резца со стружкой, то их относят к основному классу. Он включает дробление при помощи экранов, мельниц, отсекателей, упоров, обработку резцами с лунками и порошками, отрыв стружки, щелевой отвод стружки и другие способы. Если же такое постоянство нарушается хотя бы по одному из признаков, то соответствующие способы относятся к производному классу. Эти способы основаны на нарушении целостности обрабатываемой поверхности или поверхности резания, непостоянстве участка контакта резца со стружкой, прерывности точения, неравномерности движения резца или детали. Данная классификация обеспечивает полное представление о способах стружкодробления. Но деление способов на основные и производные не является удачным. Некоторые способы, входящие в основную группу (к примеру, с использованием мельниц, отрывных валков, щелевых дробителей), применяются редко, а широко используемые способы дискретного и осциллирующего резания считаются производными.

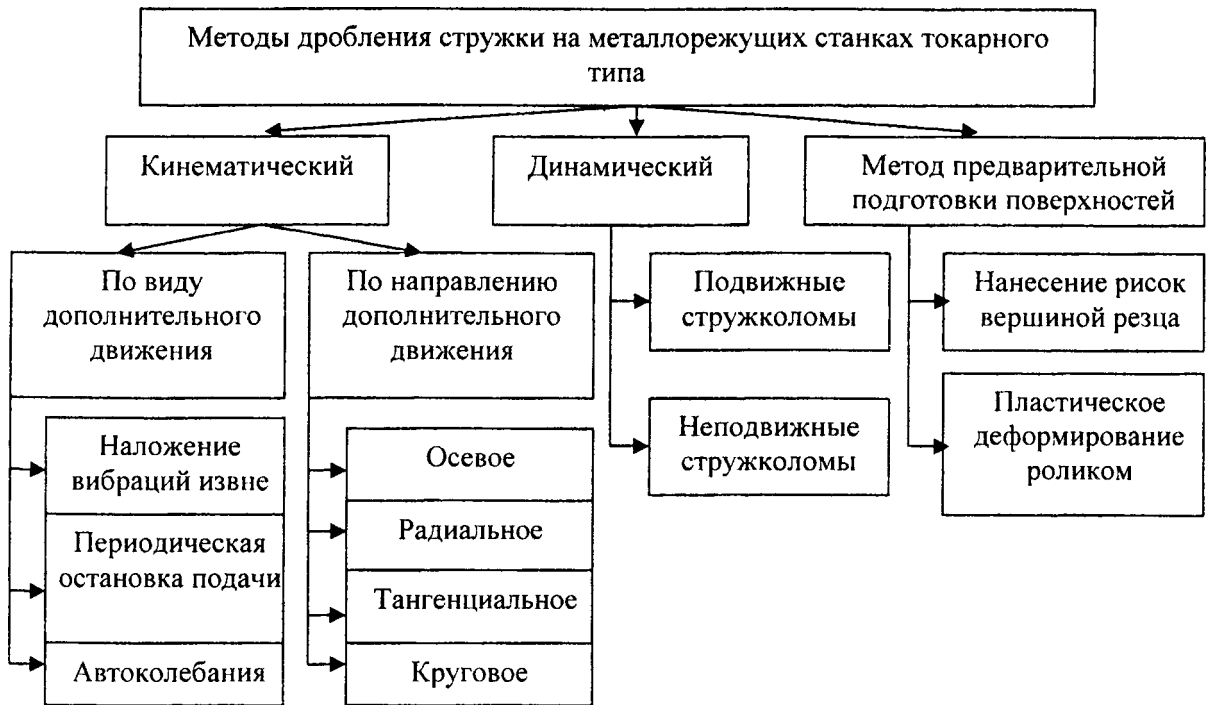


Рис. 1. - Методы дробления стружки на токарных станках [4]

По классификации, представленной на рис. 2., предложенной Ахметшиным Н.И. и его коллегами, дробление стружки может осуществляться путем предварительной подготовки материала до процесса обработки, непосредственно на станке и за пределами станка [6].

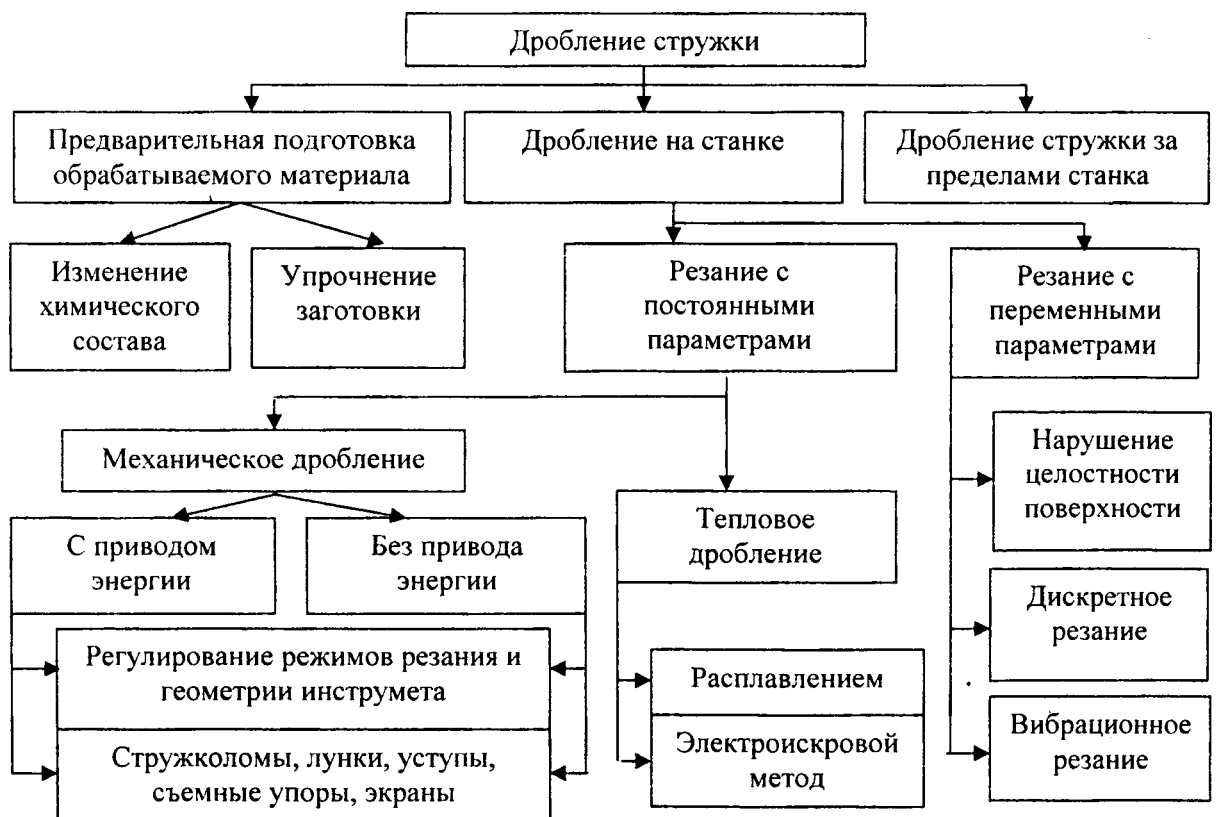


Рис. 2. - Классификация методов дробления стружки [6]

Данная классификация основана на таких признаках, как место и время проведения стружкодробления. Предварительная подготовка обрабатываемого материала проводится непосредственно над материалом в процессе плавки или над заготовкой. В процессе плавки металла получают химический состав, позволяющий при его обработке резанием давать дробленую стружку (к примеру, автоматные стали АС14, АС35Г2). Вторым из способов предварительной подготовки материала является упрочнение поверхности заготовки, связанное с изменением физико-механических свойств материала пластическим деформированием или тепловым воздействием. Но эти способы малоуниверсальны. В машиностроении используется широкий спектр материалов с различными химическими составами и механическими свойствами, и использовать эти способы не всегда возможно. Дробление стружки за пределами станка предполагает использование различных устройств таких, как ножницы, мельницы и других, обеспечивающих расчленение уже полученной стружки на мелкие части. Но при этом не решается вопрос дробления сливной стружки в процессе резания. Все способы дробления стружки в процессе обработки деталей Ахметшин Н.И. делит на две подгруппы, связанные с резанием с постоянными параметрами и с переменными параметрами. Другие исследователи называют их методами непрерывного резания и прерывистого резания [7].

**Резание с постоянными параметрами** обеспечивает дробление сливной стружки за счет регулирования режимов резания, подбора геометрических параметров режущего инструмента и использования дополнительных устройств, осуществляющих либо механическое разделение полученной стружки (стружколомы, экраны, лунки, упоры и т.д.), либо тепловое (расплавление стружки или ее пережиг).

Наибольшее влияние из режимов резания на процесс образования стружки оказывает подача [8]. С ее увеличением стружка становится жесткой и ломкой в связи с увеличением толщины среза и уменьшением диаметра витка. Увеличение глубины резания в большинстве случаев приводит к отрицательным результатам стружкодробления, т.к. снижается жесткость стружки в результате увеличения диаметра витков.

Скорость резания в значительном диапазоне заметного влияния на дробление стружки не оказывает. Для большинства материалов обеспечиваются лучшие условия дробления стружки при точении со скоростью меньше 30-40 м/мин, при которой растет усадка стружки и пластичность нижнего слоя стружки уменьшается [8].

На процесс образования стружки влияют геометрические параметры режущего инструмента: угол в плане  $\phi$ , передний угол  $\gamma$  и угол наклона режущей кромки  $\lambda$ . Наибольшая усадка стружки происходит при  $\phi=90^\circ$ . Благоприятно сказывается на процессе стружкодробления уменьшение переднего угла до  $\gamma=-10^\circ$ , но при этом увеличиваются силы резания. Рекомендуются положительные углы наклона главной режущей кромки до  $+15^\circ$  [8]. Процесс дробления стружки путем подбора режимов резания и геометрии режущего инструмента имеет ограниченные возможности применения, и возможность эффективного применения данного способа прорабатывается экспериментально.

Использование канавок, уступов и лунок на передней грани резца у самой режущей кромки снижает ее прочность, особенно при применении хрупких твердосплавных и керамических материалов режущей кромки. В режущей кромке из твердых сплавов образуются дополнительные внутренние напряжения и микротрещины, приводящие к преждевременному выкрашиванию и снижению стойкости инструмента. Необходимость восстановления уступов и канавок после выкрашивания приводит к увеличенному съему дорогостоящего твердого сплава. Заточка шлифованных лунок у передней грани требует точного соответствия размеров лунки и ее положения режимам резания, что можно обеспечить только централизованной заточкой резцов. Кроме того, испытания резцов с канавками, уступами и лунками показали, что дробление стружки происходит лишь в ограниченном диапазоне режимов резания, что ограничивает применение этих способов дробления на универсальных станках. При неудачном сочетании свойств обрабатываемого и инструментального материалов, при неправильном выборе режимов резания, формы стружколомающих канавок на пластине появляется нарост и резко снижается стабильность дробления стружки [9]. Силы резания при точении резцами с канавками, порожками и лунками увеличиваются на 20-50%. При этом рекомендуется подачу и глубину резания уменьшать на 10-20% [8].

Изготовление резцов с механическими стружколomателями усложнено по сравнению с изготовлением обычных резцов. Они дороги и трудно перетачиваются [9,10,11]. Потребляемая мощность при точении ими возрастает до 40%. При обработке материалов повышенной вязкости и при точении со скоростями резания ниже 50 м/мин и выше 300 м/мин накладные стружколomатели не эффективны. Надежного дробления стружки не достигается и при точении конструкционных



материалов с малой подачей на оборот ( $S_o < 0,4$  мм/об) [9]. Для увеличения эффективности дробления стружки применяются вращающиеся и подпружиненные стружколомы или стружколомы, дополнительно оснащенные источником импульсного магнитного поля, для импульсного ударного воздействия стружки о стружколом. В последние годы проводятся исследования по использованию для дробления стружки смазочно-охлаждающей жидкости. Импульсное давление жидкости, подводимой к накладному стружкозавивателю, позволяет дробить стружку на элементы, длина которых соответствует частоте создания импульсов давления жидкости.

Метод теплового дробления заключается в воздействии на сходящую стружку точечных тепловых импульсов. Тепловое дробление стружки требует специальных дорогостоящих устройств, дополнительных затрат энергии для создания высоких температур, загрязняет производственные помещения продуктами сгорания, является дополнительным источником травматизма рабочих.

Дробление стружки в процессе резания с переменными параметрами осуществляется за счет периодического прекращения процесса резания. Процесс резания может периодически прекращаться, если нарушить целостность обрабатываемой поверхности заготовки путем выполнения на ней синусоидальных или продольных канавок, при выходе резца в которые происходит отрыв стружки. Этот метод требует введения в технологический процесс дополнительной операции либо использования специального режущего инструмента, который позволяет одновременно наносить синусоидальную канавку и снимать припуск с обрабатываемой поверхности. Глубина канавки составляет около 75% глубины резания [8,12]. Данный метод неприемлем для чистового точения, так как на обработанной поверхности могут оставаться риски.

К резанию с переменными параметрами относятся дискретное и релаксационное резание. Дискретное резание заключается в периодической остановке движения подачи, в течение которой прекращается процесс резания [1]. При релаксационном методе обработки резание осуществляется с подачей

$$S = S_o + \Delta S,$$

где  $S_o$  - подача на оборот (мм/об),  $\Delta S$  - дополнительная подача инструмента в течение нескольких оборотов, число которых на единицу меньше числа оборотов в цикле колебательного движения резца. На последнем обороте заготовки в цикле колебательного движения резца подача  $\Delta S$  меняет свое направление и величину. При этом она значительно больше подачи на оборот  $S_o$  [7]. Прерывистое резание, имеющее место при дискретной и релаксационной обработке, обеспечивает надежное стружкодробление при применении режущего инструмента обычной геометрии для разнообразных обрабатываемых материалов в широком диапазоне режимов резания. Но периодический разгон и торможение суппорта станка, имеющего большую массу, может привести к преждевременному выходу станка из строя под действием сил инерции [9]. Методы дискретного и релаксационного резания применимы для обработки заготовок диаметром не более 170 мм. Исследования, проведенные Богословским Н.В. и Иващенко Т.И., позволили получить шероховатость поверхности, обработанной при помощи дискретного и релаксационного методов, равную  $R_a = 5 \div 10$  мкм; при обработке резцом с зачистной кромкой шероховатость поверхности  $R_a = 2,7 \div 3,2$  мкм [13].

Наиболее перспективным методом дробления стружки является вибрационное резание, основанное на том, что режущему инструменту или обрабатываемой заготовке сообщаются, помимо основной рабочей подачи  $S_o$ , дополнительные гармонические колебания с определенными амплитудой и частотой [1, 6, 9, 10, 14]. К низкочастотным вибрациям Ахметшин Н.И. относит колебания с частотой до 200 Гц [6]. Эти вибрации приводят к количественному изменению условий стружкообразования и применяются для дробления стружки. Высокочастотные (от 200 до 15000 Гц) и ультразвуковые (15000 Гц и выше) вибрации оказывают качественное влияние на процесс образования стружки и используются для улучшения обрабатываемости материалов. Вибрации могут быть линейными (осевыми, радиальными, тангенциальными) и угловыми, которые представляют собой угловые колебания вокруг осей параллельных осям координат и близки по своему воздействию на процесс резания к линейным.

Вибрации в зависимости от источника возникновения бывают вынужденными и автоколебательными. Вынужденные колебания создаются специальными устройствами, которые позволяют регулировать частоту и амплитуду колебаний при переходе на новые режимы резания.

Использование же автоколебаний для дробления стружки не обеспечивает возможности точного регулирования параметров колебания инструмента в зависимости от обрабатываемого материала, характеристик режущего инструмента и режимов резания [15]. При правильном подборе частоты и амплитуды колебания инструмента при вибрационном точении может быть обеспечена шероховатость  $R_a$  12.5-6.3 мкм. При малом усилии резания и высокой жесткости станка возможно получение шероховатости обработанной поверхности  $R_a$  3.2 мкм [9]. Наибольшее влияние на величину шероховатости оказывает подача. В отличие от обычного резания, где осевое расстояние между траекториями движения резца на двух последовательных оборотах заготовки одинаково и равно подаче на оборот  $S_o$ , при вибрационном точении оно изменяется от нуля до максимального значения  $\Delta_{max}$ , в результате чего и происходит увеличение высоты гребешков, остающихся после обработки. Вибрационное точение гарантировано обеспечивает перерезание стружки в том случае, если траектории перемещения резца на двух последовательных оборотах заготовки, как минимум, соприкасаются. При этом максимальное расстояние между траекториями движения резца  $\Delta_{max}$  составляет величину, соответствующую двум подачам на оборот [9, 14]. Уменьшить это расстояние в процессе вибрационного резания, где время врезания и время отвода инструмента в цикле колебаний одинаковы, невозможно. Выйти из данной ситуации предлагается путем перехода от симметричного цикла колебаний к асимметричному, при котором время врезания и отвода инструмента не одинаковы. Такой цикл колебаний характеризуется коэффициентом асимметрии

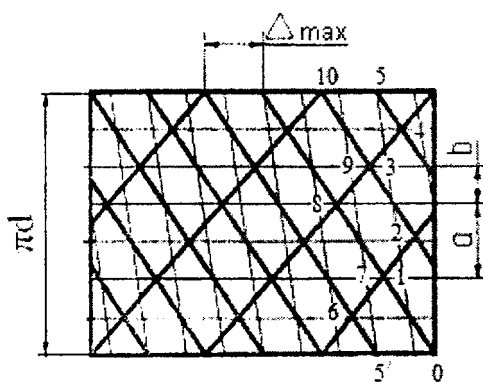
$$\xi = \frac{T_{вр}}{T_{отв}}$$

где  $T_{вр}$  и  $T_{отв}$  - время, соответственно, затраченное в процессе колебательного движения инструмента на его врезание в заготовку в направлении подачи и отвод. Если коэффициент асимметрии цикла  $\xi > 1$ , т.е. время на врезание превышает время отвода резца, то такое резание можно назвать мягким. При жестком или силовом вибрационном точении происходит ускоренное врезание инструмента в заготовку и медленный выход из нее, т.е.  $\xi < 1$ .

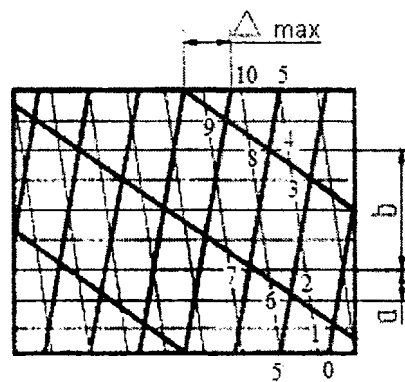
Коэффициент асимметрии можно представить также в виде

$$\xi = \frac{a}{b}$$

где  $a$  и  $b$  -- части оборота заготовки, приходящиеся на периоды врезания и отвода, соответственно. Схемы траектории движения инструмента относительно заготовки при точении с асимметричным циклом колебаний приведены на рис. 3. На схемах представлена развертка цилиндрической поверхности заготовки диаметром  $d$ . Из приведенных схем видно, что траектории движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки (к примеру, 0-5 – на первом обороте и 5'-10 – на следующем обороте) соприкасаются. Элемент стружки в этом случае представляет собой параллелограмм, описанный четырьмя точками (к примеру, точками 1, 2, 3, 8 на рис. 3а. и точками 2,3,4,7 на рис. 3б.). При этом точки 2, 8 (рис. 3а.) и 3, 7 (рис. 3б.) располагаются на разных линиях, параллельных направлению подачи  $S_o$ .



а)  $\xi = 2$



б)  $\xi = \frac{1}{4}$

Рис. 3. – Развертка траектории движения инструмента при точении с наложением асимметричных колебаний

С увеличением асимметрии цикла происходит большее смещение этих линий друг относительно друга. Это приводит к уменьшению максимального расстояния  $\Delta_{\max}$  между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки, следовательно, и максимальной толщины среза. Для определения расстояния  $\Delta_{\max}$  выведены формулы, описывающие его зависимость от подачи и коэффициента асимметрии:

$$\Delta_{\max} = S_o \left(1 + \frac{1}{\xi}\right), \text{ если } \xi > 1;$$

$$\Delta_{\max} = S_o (1 + \xi), \text{ если } \xi < 1.$$

На рис. 4. представлены графики зависимости расстояния  $\Delta_{\max}$ , рассчитанного по приведенным выше формулам, от величины подачи при точении с гармоническими колебаниями и при точении с коэффициентами асимметрии цикла 2,3 и 4. Расчеты  $\Delta_{\max}$  для точения с коэффициентами асимметрии, обратными принятым, дают аналогичные результаты.

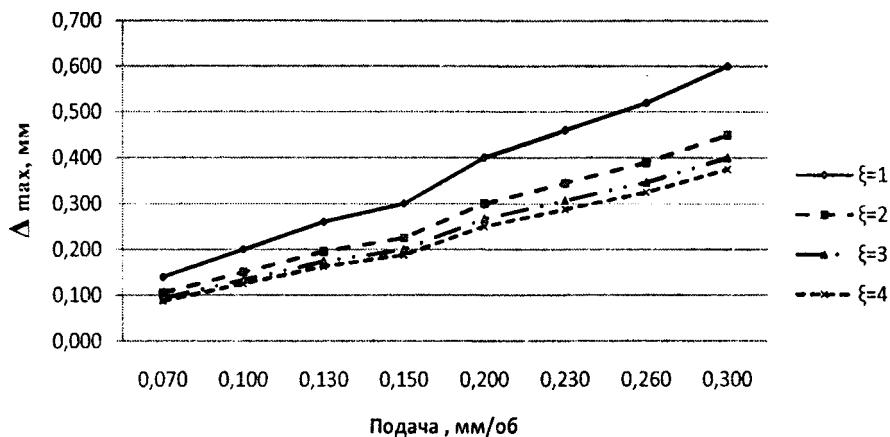


Рис. 4. – Графики зависимости максимального расстояния  $\Delta_{\max}$  от подачи и коэффициента асимметрии.

Из графиков следует, что максимальное расстояние  $\Delta_{\max}$  будет наибольшим при точении с гармоническими колебаниями ( $\xi=1$ ). Значит можно предполагать, что с увеличением асимметрии цикла шероховатость обработанных поверхностей будет снижаться, что позволит применять точение с наложением асимметричных колебаний режущего инструмента для полуступовой, а в некоторых случаях и для чистовой обработки.

Таким образом на основании анализа существующих методов и способов стружкодробления в процессе токарной обработки можно сделать следующие выводы:

Преимуществом широко распространенных способов стружкодробления с постоянными параметрами процесса резания (регулирование режимов резания, подбор геометрических параметров режущего инструмента, использование механических стружколомов, экранов, уступов, лунок, упоров и т.п.) является их невысокая стоимость и неприхотливость в работе. Однако они эффективно работают в узких диапазонах режимов резания, снижают стойкость резцов, повышают расход энергии.

Методы точения с переменными параметрами процесса резания (нарушение целостности обрабатываемой поверхности, дискретное, релаксационное и вибрационное резание) являются более универсальными. Они обеспечивают дробление стружки при обработке на любых режимах резания. Однако основным недостатком этих методов является увеличение шероховатости обработанных поверхностей.

Точение с наложением на постоянную подачу инструмента асимметричных колебаний в отличие от вибрационного точения с гармоническими колебаниями позволяет уменьшить

максимальное расстояние между траекториями движения инструмента на двух последовательных оборотах заготовки  $\Delta_{\max}$ , которое зависит от коэффициента асимметрии цикла колебаний. Прямая зависимость между величиной этого расстояния и максимальной толщиной среза предполагает, что с уменьшением расстояния  $\Delta_{\max}$  снижается высота гребешком микронеровности обработанных поверхностей.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Лавров Н.К. Завивание и дробление стружки в процессе резания / Н.К. Лавров. - М.: Машиностроение, 1971. - 88с.
2. Справочник по технологии резания материалов: в 2 кн. Кн.1. /ред. нем. изд.: Г. Шруп, Т. Штеферле; пер. с нем. В.Ф. Колотенкова [и др.]; под ред. Ю.М. Соломенцева. - М.: Машиностроение, 1985. - 616 с.
3. Гостева Г.К. Методы дробления сливных стружек / Г.К. Гостева, В.Т. Воробьев, Б.Ф. Канашкин // Технология машиностроения. Исследования в области технологии машиностроения и режущего инструмента: межвуз. сб. - Тула, 1971. - С. 78-79.
4. Гаршин К.В. О классификации методов дробления стружки / К.В. Гаршин, Л.Б. Быховский, В.В. Потапов // Управление качеством в механосборочном производстве: Тезисы докладов конференции / Перм. горком КПСС. Перм. политехн. ин-т. Перм. обл. правл. НТО Машпром. Зап.-Уральск. ЦНТИ. Дом техники обл. совета НТО. - Пермь, 1975. С.102-105.
5. Матвеев В.С. Классификация способов превращения сливной стружки из непрерывной в дробленую / В. С. Матвеев // Пути интенсификации производственных процессов при механической обработке: Межвуз. науч.-техн. сб. / Том. политехн. ин-т им. С. М. Кирова; редкол.: М. Ф. Полетика. [и др.]. - Томск: ТПИ, 1979.- С. 20-24.
6. Ахметшин Н.И. Вибрационное резание металлов / Н.И. Ахметшин, Э.М. Гоц, Н.Ф. Родиков; под ред. К.М. Рагульскаса. - Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. - 80с.
7. Мансырев, И. Г. Методы дробления сливной стружки в процессе резания / И. Г. Мансырев, А. А. Смирнов, И. И. Козарь. - Л.: ЛДНТП, 1983. - 20 с.
8. Ильин В.С. Способы завивания и дробления стружки при работе на токарных станках с программным управлением / В.С.Ильин, А.С. Кондратов, Б.Н. Бубнов. - [Б. м.], 1975. - 24 с. - (Технол. рекомендации / НИИ технологии и организации производства. НИИТ).
9. Захаров, Ю.Е. Полезные вибрации в машиностроении / Ю.Е. Захаров, В.Т. Гарбузюк. - Тула: Приокское книжное издательство, 1970.- 112с.
10. Подураев В.Н. Организация научно-исследовательских работ по вибрациям при механической обработке / В.Н. Подураев; Гос. науч.-техн. ком. Совета Министров СССР. Акад. наук СССР. Всесоюз. ин-т науч. и техн. информации. - М., 1961. - 66 с.
11. Способы завивания и дробления сливной стружки и области их применения. - М.: Науч.-исслед. ин-т информации по машиностроению, 1970. - 38 с. - (Руководящие материалы / М-во станкостроит. и инструм. пром-сти. Всесоюз. науч.-исслед. инструм. ин-т «ВНИИ»). 12. Бурский В.А. Разработка процессов механической обработки нежестких деталей и методов дробления стружки: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / В.А. Бурский; Физ.-техн. ин-т АН Беларуси. - Мн., 1995. - 30с.
13. Богословский Н.В. Кинематическое дробление стружки при точении труднообрабатываемых сталей / Н.В. Богословский, Т.И. Иващенко // Пути повышения эффективности обработки материалов резанием в машиностроении: материалы краткосроч. науч.-техн. семинара 13-14 мая 1991г. / под ред. Ю.М. Зубарева. - Л., О-во "Знание".Ленингр.орг.: ЛДНТП, 1991. - С. 47-48.
14. Коновалов Е.Г. Осциллирующее точение / Е.Г. Коновалов, А.В. Борисенко. - Минск: Из-во Академии наук БССР, 1960. - 32с.
15. Сергиев А.П. Вибрационное резание стали 110Г13Л / А.П.Сергиев, С.В. Волошин, Е.Г. Швачкин // Вестник машиностроения. - 2000. - №12. - С. 50-52.

УДК 621.91.04

Данилов В.А.

### МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ФОРМООБРАЗУЮЩИХ СИСТЕМ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ МОДУЛЬНОГО ТИПА

*Полоцкий государственный университет*

*Полоцк, Беларусь*

*Рассмотрены методологические аспекты построения кинематических модулей и основанных на них функциональных связей при проектировании формообразующих систем станочного оборудования для обработки механическими и физико-техническими методами. Исходя из системной модели технологии формообразования и структуры способа обработки, определены состав модулей и типы функциональных связей обрабатываемых систем станочного оборудования, как основа синтеза его кинематической структуры. Приведены примеры построения на базе*

*типовых модифицированных кинематических модулей дифференциальных и бездифференциальных кинематических структур станков. Определены задачи параметрического синтеза основных элементов формирующих систем и пути их решения.*

При создании станочного оборудования для обработки механическими и физико-техническими методами широко применяется модульный принцип [1], который целесообразно использовать при проектировании всех основных систем станка – энергетической, формирующей, манипуляционной, инструментальной и др. Типизация модулей основана на представлении технологии формирования как совокупности потоков энергии, информации, материалов, обеспечивающих обработку изделия [2]. Соответственно можно выделить энергетические, информационные, манипуляционные и обрабатывающие модули. Энергетические модули служат для преобразования и передачи энергии в обрабатывающей системе. Информационные модули обеспечивают хранение, преобразование и передачу информации в процессе обработки. Манипуляционные (кинематические) модули входят в кинематическую подсистему формирующей системы и предназначены для создания рабочих и вспомогательных перемещений инструмента и заготовки. Обрабатывающие модули служат для энергетического воздействия инструмента на материал заготовки.

Модульное построение предполагает его применение на разных стадиях разработки станочного оборудования. Так, при проектировании кинематики формирующей системы используются кинематические модули [3], при синтезе компоновки станка – компоновочные «технологические» модули [4], а при его конструировании – конструкторские модули [1]. Указанные модули должны разрабатываться с учетом преемственности технических решений. Принцип преемственности находит отражение, в частности, в том, что компоновочные и конструкторские модули строятся на основе кинематических модулей. В этой связи синтез и оптимизация структуры кинематических модулей и образуемых на их базе кинематических связей, определяющих структуру формирующей системы, как основы для последующих этапов проектирования станка, имеет первостепенное значение на стадии его концептуального проектирования.

Универсальность, производительность, точность и другие технико-экономические характеристики станка в значительной мере зависят от совершенства его формирующей системы, что определяет важность рационального построения ее функциональных связей. Основой модульного построения формирующей системы станка служит структура способа обработки [5], в соответствии с которой может быть сформирован состав исполнительных модулей – компонентов этой системы. Поэтому одной из основных задач концептуального проектирования технологического оборудования для механической и физико-технической обработки является синтез кинематической структуры его формирующей системы, которая определяется в основном функциональными кинематическими связями между источниками энергии (приводами) и исполнительными органами (структурой внешней связи), а также исполнительных органов между собой (структурой внутренней связи) [6]. Функциональные связи могут быть механическими, гидравлическими, электромеханическими, мехатронными и др. Ими обеспечивается передача энергии и информации в формирующей системе, и создаются необходимые исполнительные движения.

Разработка методологии модульного построения формирующей системы станка связана с решением следующих задач проектирования ее кинематической структуры: формирование состава модулей; синтез кинематических модулей; типизация и синтез структур функциональных кинематических связей и их разработка на базе типовых кинематических модулей; параметрический синтез кинематических модулей и связей. Рассмотрим методологические аспекты их решения.

**Формирование состава модулей** обусловлено функциями конкретной подсистемы, включающей данные модули. Так, кинематическая подсистема станка, обеспечивающая исполнительные перемещения его рабочих органов, может включать в себя модули кинематических цепей механического, немеханического (электрического, гидравлического и т.п.) или комбинированного (электромеханического, мехатронного, пневмогидравлического и др.) типов, которые в зависимости от состава создаваемых движений исполнительных органов могут иметь бездифференциальную или дифференциальную структуру [3]. Структура кинематического модуля (бездифференциальная или дифференциальная) определяется типом проектируемой кинематической связи. Таким образом, формирующая система станка зависит от состава и структуры входящих в нее кинематических модулей.

Универсальность формообразующей системы определяется множеством реализуемых на станке методов обработки, каждый из которых осуществляется соответствующим инструментальным модулем, поэтому обрабатывающая подсистема формообразующей системы станка включает множество необходимых инструментальных модулей. Например, обрабатывающая подсистема универсального станка для раскроя материала может иметь модули для воздействия на материал заготовки энергетическим лучом (плазменная и гидроабразивная резка), а также модули для механической обработки (сверления отверстий и др.), применение которой может быть более эффективным по производительности и затратам энергии по сравнению с обработкой отверстий энергетическим лучом. В этой связи кинематическая структура станка должна обеспечивать возможность оснащения его необходимыми инструментальными модулями.

В общем случае в зависимости от универсальности станка инструментальные модули могут быть в составе станка постоянными и сменными. Например, формообразующая система широкоуниверсального станка-профилятора для обработки профильных валов [7] содержит сменные модули, позволяющие реализовать различные схемы их обработки червячными, дисковыми, цилиндрическими, ротационными, комбинированными и другими инструментами. Современные токарно-фрезерные многооперационные станки оснащены постоянными модулями для точения, фрезерования, обработки концевыми инструментами.

Необходимость оснащения станка постоянными и сменными модулями следует учитывать при проектировании кинематической структуры и компоновки станка, конструировании узлов исходя из требований к его универсальности. Выполнение этого условия при проектировании кинематической структуры связано с типизацией структур кинематических связей; разработкой структур внешних и внутренних связей на базе типовых кинематических модулей [8], которые являются основой проектирования конструктивных модулей как сборочных единиц технологического оборудования.

Компоновка же станка должна обеспечить соответствующую его универсальности совокупность «технологических модулей», каждый из которых состоит из блоков компоновки, необходимых для создания определенного исполнительного движения [4]. Количество технологических модулей, формируемых из блоков данной компоновки, определяется его кинематической структурой, устанавливающей связи между исполнительными органами и источниками движения. Это обстоятельство обуславливает необходимость комплексного подхода к проектированию кинематической структуры и компоновки оборудования модульного типа. Эффективность модульного проектирования повышается при наличии апробированных типовых решений, унификации модулей.

**Синтез кинематических модулей.** Структура и характеристики типовых бездифференциальных и дифференциальных кинематических модулей механического, немеханического и комбинированного типов, обеспечивающих согласование двух движений, область применения в станках и синтез на их основе функциональных кинематических связей рассмотрены в [8]. Структуры этих модулей относятся к базовым. На их основе для конкретных задач могут быть построены модифицированные модули с иным количеством и размещением органов настройки, числом ведущих и ведомых звеньев, что позволяет, например, согласовывать более двух движений.

К модулям этого типа относятся, например, дифференциальные модули с двумя ведущими звеньями 1, 3 (рис. 1.) и одним ведомым звеном 2, а также модули с двумя ведомыми звеньями 2, 3 (рис. 2.) и одним ведущим звеном 1, позволяющие согласовывать движения трех исполнительных органов станка, например, двух вращающихся (шпинделей) и одного поступательно перемещающегося. Это достигается кинематическим соединением промежуточного и конечных звеньев модуля с соответствующими исполнительными органами станка. Кроме органов настройки модули могут содержать целевые механизмы, например, реверсирующий.

#### **Типизация и синтез структур функциональных кинематических связей.**

Различают внутренние и внешние кинематические связи. Внутренняя связь обеспечивает траекторию, а внешняя – остальные параметры исполнительного движения. Применение электромеханических или мехатронных модулей позволяет совместить внешнюю и внутреннюю связи и тем самым упростить кинематическую структуру станка, что характерно, в частности, для станков с ЧПУ.

Функциональные связи между движениями исполнительных органов, а также между двигателем и исполнительным органом осуществляются посредством кинематических цепей, которые в зависимости от характера движений ведущего и ведомого элементов кинематической цепи можно разделить на следующие основные типы.

1. Цепи, связывающие вращающиеся ведущий и ведомые элементы, посредством которых соединяют источник движения (двигатель или ведущее вращающееся звено, например, шпиндель) с исполнительным органом станка или исполнительные органы между собой.

2. Цепи, связывающие вращающийся и поступательно перемещающийся элементы, при этом ведущим элементом может быть как вращающийся, так и поступательно-перемещающийся элемент. В последнем случае требуется применение обратимого тягового устройства, позволяющего преобразовывать поступательное движение во вращательное или вращательное в поступательное.

3. Цепи, связывающие между собой поступательно перемещающиеся элементы, например, продольный и поперечный суппорты токарного станка. Цепи этого типа содержат два тяговых устройства с кинематически связанными тяговыми валами, при этом одно из устройств должно быть обратимым.

4. Цепи, связывающие между собой вращающиеся и возвратно-поступательно перемещающиеся (совершающие качательные движения) исполнительные органы. Они отличаются наличием механизма для преобразования движения и органа настройки пути движения ведомого элемента.

5. Цепи, связывающие между собой поступательно перемещающиеся и возвратно-поступательно перемещающиеся звенья.

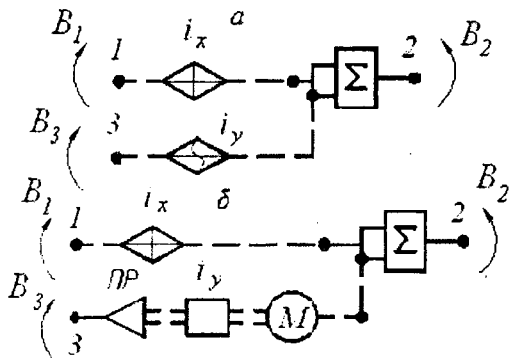


Рис. 1. – Структурные схемы дифференциальных кинематических модулей с двумя ведущими звеньями  
а - механический модуль;  
б - комбинированный модуль

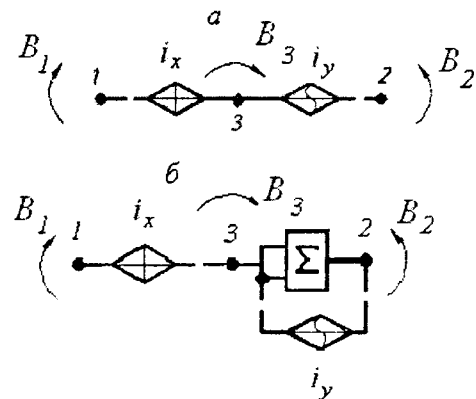


Рис. 2. – Структурные схемы бездифференциального (а) и дифференциального (б) кинематических модулей с двумя ведомыми звеньями

По принципу действия кинематическая цепь может быть механическая, немеханическая или комбинированная. Посредством этих цепей кинематический модуль соединяется с источником движения и исполнительными органами станка.

Основой синтеза внутренней связи является структура исполнительного движения. В частности, внутренние связи кинематических групп, создающих исполнительные движения с составными движениями исполнительных органов, должны быть построены на дифференциальном кинематическом модуле, например, механическом (рис. 1., а) или комбинированном (рис. 1., б). Бездифференциальная структура внутренней связи возможна, если движение каждого исполнительного органа образовано несоставным движением, что имеет место, например, в станке для нарезания резцом конической резьбы.

Выбор в качестве базы того или иного модуля зависит от требований к универсальности и точности станка, применяемой системы управления, компоновочного и других факторов. Рассмотрим применение показанных на рис. 1. и 2. модулей для построения функциональных связей в кинематической структуре зубофрезерных станков.

Формообразующая система универсального зубофрезерного станка (рис. 3., а) основана на дифференциальном механическом кинематическом модуле (рис. 1., а). Ведущее звено 3 суммирующего механизма  $\Sigma$  кинематической цепи 1-2-3 внутренней связи соединено с инструментальным шпинделем  $I$ , а второе ведущее звено 9 этого механизма кинематической цепью 7-

$i_y-9$  – с ходовым винтом тягового устройства 6, который кинематической цепью 7-8- $i_x$ -12-5 соединен со шпинделем II. Ведомое звено суммирующего механизма цепью 4- $i_x$ -12-5 связано с этим шпинделем. Благодаря такой структуре обеспечивается согласование движений  $B_1$ ,  $B_2$ ,  $B_3$  и  $B_4$  исполнительных органов I, II, III станка, необходимое для нарезания косозубого цилиндрического зубчатого колеса при возможности гибкой перенастройки станка. Указанные движения создаются двигателем  $M$ , от которого вращение по кинематической цепи внешней связи с органом настройки скорости  $i_x$  передается во внутреннюю связь.

Формообразующая система зубофрезерного станка (рис. 3. б) построена на бездифференциальном кинематическом модуле (рис. 2. а) с двумя ведомыми звеньями 3 и 5, первое из которых цепью 3-4 соединено со шпинделем II, другое – с тяговым устройством. Ведущее звено 2 модуля цепью 1-2 соединено с инструментальным шпинделем I, вращение  $B_1$  которого согласуется по указанным кинематическим цепям с помощью органов настройки  $i_x$  и  $i_y$  кинематического модуля с вращением  $B_2$  шпинделя II (заготовки) и перемещением  $B_3$  суппорта III в соответствии с параметрами нарезаемого зубчатого колеса.

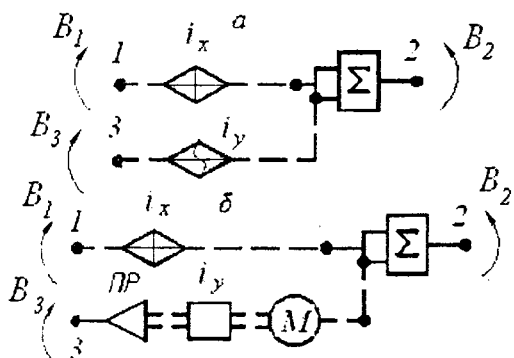


Рис. 1. – Структурные схемы дифференциальных кинематических модулей с двумя ведущими звеньями  
а - механический модуль;  
б - комбинированный модуль

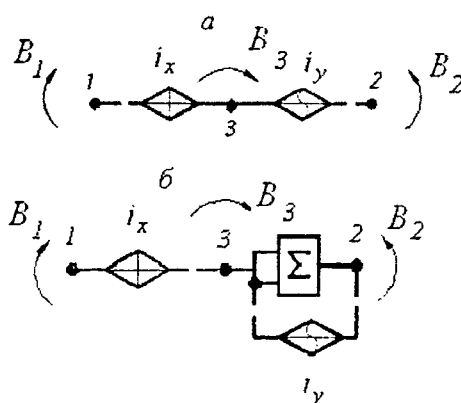


Рис. 2. – Структурные схемы бездифференциального (а) и дифференциального (б) кинематических модулей с двумя ведомыми звеньями

Обе представленные структуры реализуют одинаковые методы обработки цилиндрических зубчатых колес с прямыми и косыми зубьями, что свидетельствует о возможности замены дифференциальной структуры бездифференциальной, когда вместо физического сложения элементарных движений с помощью суммирующего механизма осуществляется их математическое сложение. Переход от дифференциальной структуры к бездифференциальной возможен, если слагаемые движения создаются общим источником движения (в механических системах) или согласованы системой управления (в станках с ЧПУ), одновременны и имеют одинаковую скоростную характеристику (равномерны или изменяются по одному закону). Указанные условия выполняются для представленных на рис. 3. структур.

Замена дифференциальной структуры бездифференциальной упрощает кинематику и конструкцию станка, однако дифференциальная структура обеспечивает возможность его настройки в более широком диапазоне параметров изделия, что необходимо учитывать при проектировании кинематики станка для конкретного типа производства.

#### Параметрический синтез кинематических модулей и связей.

Основной задачей параметрического синтеза формообразующих систем является расчет настройки внешних и внутренних кинематических связей, обеспечивающих формирование заданной поверхности с требуемой точностью при рациональных условиях резания (стабилизация скорости движения и кинематических углов режущей части и т.п.). Задача параметрического синтеза кинематических связей сводится, таким образом, к определению параметров расположенных в них органов настройки исходя из исходных перемещений ведущих и результирующих перемещений ведомых звеньев. Она может быть решена на основе общей методики расчета кинематической



настройки станков. Требуемая функциональная зависимость между перемещениями связываемых рассматриваемой кинематической цепью исполнительных органов определяется на основе анализа математической модели схемы формообразования обрабатываемой поверхности.

Изложенные принципы построения кинематики формообразующих систем носят универсальный характер и могут быть использованы при проектировании станков для механической и физико-технической обработки с различными системами управления. На их основе построены, например, кинематические структуры формообразующих систем станков с механическими и немеханическими связями для обработки некруглых поверхностей деталей профильных моментопередающих соединений, некруглых зубчатых колес, колес с бочкообразными зубьями и др. [7-9].

## ЛИТЕРАТУРА

1. Аверьянов О.И. Модульный принцип построения станков с ЧПУ / О.И. Аверьянов. – М.: Машиностроение, 1982. – 358 с.
2. Смирнов А.И. Анализ перспектив развития методов формообразования в машиностроении / А.И. Смирнов. – М.: НИИМаш, 1982. – 49 с.
3. Данилов В.А. Синтез и оптимизация кинематической структуры станков с использованием типовых модулей / В.А. Данилов // СТИН.– 1999.– №7.– С. 9 – 15.
4. Врагов Ю.Д. Анализ компоновок металлорежущих станков: (Основы компнететики) / Ю.Д. Врагов. – М.: Машиностроение, 1978. – 208 с.
5. Данилов В.А. Общие принципы синтеза рациональных технологий формообразования сложных поверхностей резанием / В.А. Данилов // Мир технологий. – 2003. №1. – С. 61–71.
6. Федотенок А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков / А.А. Федотенок. – М.: Машиностроение, 1970. – 403 с.
7. Данилов В.А. Новые технологии формообразования профильных и прерывистых поверхностей резанием / В.А. Данилов // Инженер – механик. –2003. –№3(20). – С. 26-31.
8. Данилов В.А. Синтез внутренних связей кинематических групп при проектировании металлорежущих станков / В.А. Данилов // Машиностроение: Республиканский межведомственный сб. научных трудов, Вып. 25. – Мн: БНТУ, 2010. – С. 312–318.
9. Данилов В.А. Формообразующая обработка сложных поверхностей резанием / В.А. Данилов – Мн.: Наука и техника, 1995. – 264 с.

УДК 621.9.06

Каштальян И.А.

### РЕАЛИЗАЦИЯ ФУНКЦИИ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ НЕСТАЦИОНАРНЫМИ ПРОЦЕССАМИ РЕЗАНИЯ НА СТАНКАХ С ЧПУ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Рассмотрена задача повышения эффективности использования станков с числовым программным управлением (ЧПУ) путем создания адаптивных систем управления нестационарными процессами резания. Представлены математические модели и алгоритмы управления подачей в функции пути. Описано взаимодействие программных модулей, реализующих математические модели и алгоритмы управления подачей, с другими модулями микропроцессорной системы ЧПУ. Приведены примеры использования разработанных программных модулей при разработке систем адаптивного управления нестационарными процессами резания на токарных станках с ЧПУ.*

**Введение.** Современный этап развития машиностроительного производства характеризуется широким внедрением станков и станочных комплексов с ЧПУ. Оборудование с ЧПУ является сложным и дорогостоящим. Его приобретение всегда связано с большими финансовыми затратами. Вследствие этого проблема эффективного использования такого оборудования является актуальной для любого машиностроительного предприятия. Среди причин, снижающих эффективность использования станков с ЧПУ, выделяют нестабильность процесса резания, которая обусловлена рядом систематических и случайных факторов (нестабильность структуры и физико-механических свойств заготовок, нестабильность припуска, неоднородность пластической деформации при резании, изнашивание режущего инструмента). Однако современные станки с ЧПУ оснащены системами управления, которые ориентированы на управление процессами резания без учета факторов

нестабильности. Вследствие этого они учитываются только на этапе подготовки управляющих программ, чаще путем занижения режимов резания. В результате уменьшаются производительность и качество обработки, снижается стойкость режущего инструмента. Вместе с тем представляется, что переход к программному управлению нестационарными процессами резания позволит снизить негативное влияние факторов нестабильности на выходные параметры обработки (производительность, точность, качество поверхности) и расширить функциональные возможности оборудования с ЧПУ.

**Основная часть.** На основе анализа широкой номенклатуры деталей различных классов, изготавливаемых на станках с ЧПУ, установлено, что для повышения эффективности их использования необходимо реализовать законы изменения управляющего воздействия, которые могут быть описаны в одном кадре управляющей программы и использованы как типовые решения при выполнении различных технологических операций механической обработки. К таким законам относятся: линейное изменение минутной подачи в функции пути; модулированное изменение подачи; прерывание подачи; поддержание постоянства скорости резания и подачи на оборот при торцовом и фасонном точении. В соответствии с выбранной стратегией управления [1] разработаны инвариантные математические модели и алгоритмы указанных законов изменения управляющего воздействия с учетом особенностей современных систем ЧПУ и требований, предъявляемых к ним, которые использованы при создании программных модулей для систем управления станками различных технологических групп [1, 2].

Линейное изменение минутной подачи осуществляется приращениями величиной  $\Delta S$  по мере обработки участка траектории длиной  $\Delta l$ . Управляющее устройство при этом реализует зависимость:  $S_k = S_n \pm \Delta S / \Delta l$ , где  $S_n$  и  $S_k$  – начальная и конечная скорости подачи соответственно, мм/мин;  $l$  – длина обработки, на которой подача изменяется от  $S_n$  до  $S_k$ , мм. Значение  $\Delta S$  выбирают из ряда 0,1; 0,2; 0,3 мм/мин; значение  $\Delta l$  задают со знаком «плюс» или «минус» и принимают кратным единице дискретности перемещения (длине перемещения исполнительного органа станка при подаче от устройства ЧПУ одного импульса). При этом знак «плюс» указывает на увеличение подачи (разгон), а знак «минус» – на ее уменьшение (замедление). Текущее значение подачи после каждого приращения находится на прямой, начало которой в координатах «минутная подача – длина перемещения» определяется начальной скоростью подачи  $S_n$ , а угол наклона – отношением  $\Delta S / \Delta l$ .

Модулированное изменение подачи заключается в периодическом ее увеличении от  $S_{\min}$  до  $S_{\max}$  с последующим снижением до первоначального значения. Подача между ее пиковыми значениями изменяется приращениями на величину  $\Delta S$  по мере обработки участков  $\Delta l$  между этими приращениями. Для этого устройство ЧПУ поочередно реализует зависимости  $S_{\max} = S_{\min} + n_s \Delta S$  и  $S_{\min} = S_{\max} - n_s \Delta S$ , где  $n_s$  – число приращений скорости подачи при ее изменении от  $S_{\min}$  до  $S_{\max}$ . Длина пути разгона (замедления) при этом определяется из выражения  $l_1 = n_s \Delta l$ ; значение  $\Delta S$  выбирается кратным 0,1 мм/мин;  $\Delta l$  принимается кратной единице дискретности.

Программные модули, реализующие математические модели и алгоритмы управления подачей, включены в состав базового программного обеспечения микропроцессорного устройства ЧПУ мод. КМ 65 [3]. Структурно они объединены в блок управления нестационарными процессами резания (БУНПР), который является автономным, обладает алгоритмической структурой, собственными данными и интерфейсной оболочкой. Информация каждого нового кадра поступает из блока ввода на преобразователь кодов (интерпретатор) в двоично-десятичном коде и в соответствии с адресами пересылается в блок интерполяции, блок задания скорости и БУНПР. В БУНПР информация будет заноситься при наличии в кадре УП адреса (адресов) параметра (параметров) кинематически нестабильного процесса резания (рис. 1.).

В процессе обработки каждого кадра УП блок интерполяции выдает импульсы унитарного кода на блок управления приводами с частотой, зависящей от частоты импульсов, поступающих из блока задания скорости. После каждого импульса из блока задания скорости текущее значение параметра в БУНПР увеличится на единицу. Когда оно станет равным значению параметра, поступающего на блок интерполяции из блока ввода через интерпретатор, в БУНПР управляющее воздействие (подача или частота вращения шпинделя) увеличится или уменьшится в соответствии со знаками на единицу дискретности. Его новое значение передается на блок задания скорости.

Взаимодействие БУНПР с другими блоками устройства ЧПУ осуществляется путем обмена информацией. Каждый из модулей имеет свою область применения и включается путем задания соответствующих параметров. В качестве идентификаторов этих параметров выбираются символы адресов кода ИСО-7 бит, которые не использованы для кодирования стандартных функций управления для конкретного сочетания станок – устройство ЧПУ. Причем параметры задаются в кадре УП при детерминированном управлении, либо формируются автоматически в системах адаптивного управления.

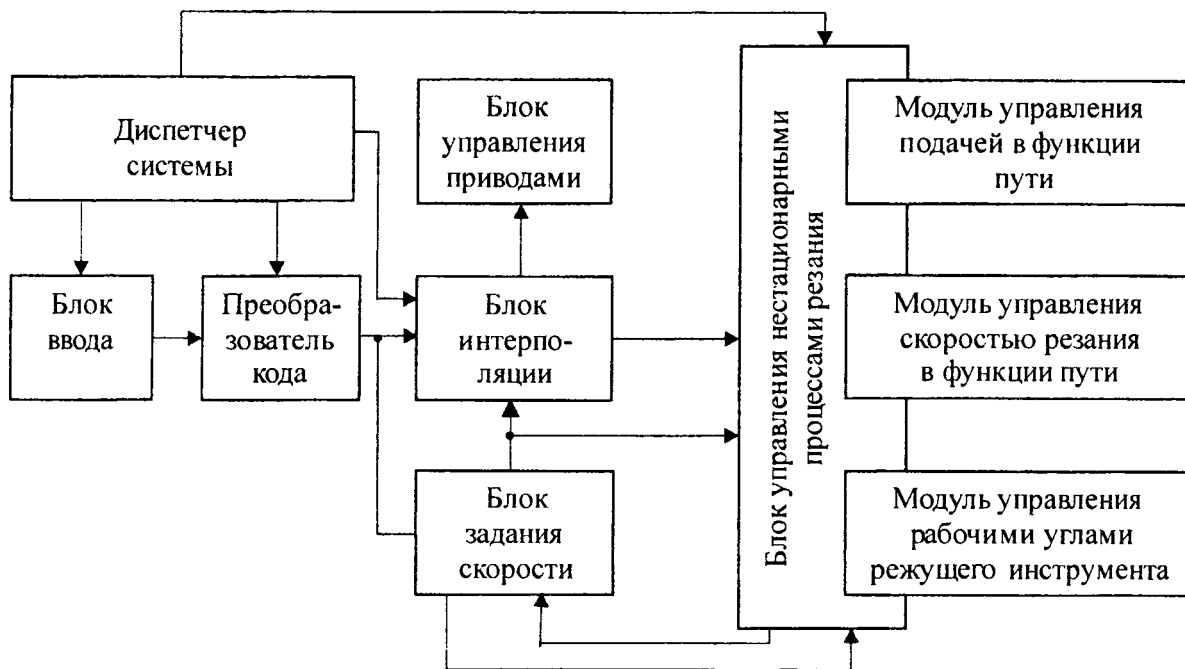


Рис. 1. – Схема взаимодействия модулей управления нестационарными процессами резания с другими модулями микропроцессорного устройства ЧПУ

На базе программного модуля, реализующего функцию линейного изменения подач в функции пути, разработана адаптивная система управления токарным станком с ЧПУ мод. 1А734ФЗ. Система позволяет реализовать любой закон изменения силы резания в функции пути и поддерживать его при случайных колебаниях глубины резания  $t$  и твердости материала детали  $HB$  [4]. Ее настройка выполняется при вводе соответствующего закона изменения составляющей силы резания  $P_z$  в функции пути, который определяется заранее расчетом либо экспериментально.

Вследствие технических трудностей непосредственного измерения величины  $P_z$  на многоинструментальных станках в качестве измеряемого параметра выбрана потребляемая двигателем главного движения активная мощность  $N_d$ , которая связана с тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  зависимостью

$$N_d = N_x + P_z \omega_{ш} R, \quad (1)$$

где  $N_x$  – активная мощность, потребляемая двигателем шпинделя в режиме холостого хода, кВт;  $\omega_{ш}$  – угловая скорость вращения шпинделя, рад/с;  $R$  – радиус обработки (расстояние от вершины режущей кромки резца до оси вращения заготовки), м.

Система (рис. 2.), включающая блок 1 задания программы, блок 2 интерполяции и блок 3 задания скорости подачи, управляет станком 4 путем воздействия на привод 5 продольной подачи, привод 6 поперечной подачи и двигатель привода 7 шпинделя. Кроме того, на процесс резания оказывают возмущающие воздействия глубина резания  $t$  и твердость материала детали  $HB$ . Активная мощность  $N_d$ , потребляемая двигателем привода 7 шпинделя, измеряется датчиком 8 и преобразуется им в напряжение  $U_{N_d}$ , пропорциональное величине  $N_d$ . Компенсатор 9 после каждого включения двигателя привода 7 формирует на выходе и запоминает напряжение  $U_{N_x}$ ,

пропорциональное активной мощности  $N_x$ , потребляемой этим двигателем в режиме холостого хода. Счетчик 10 содержит в виде двоичного кода  $K_R$  информацию о радиусе обработки. Начальная информация записывается в счетчик при нахождении суппорта поперечной координаты в опорной точке. Изменение этой информации происходит под действием приводных импульсов поперечной координаты, поступающих с одного из выходов блока 2 интерполяции на вход реверсивного счетчика 10. Ввод в счетчик 10 информации, соответствующей величине вылета резца, осуществляется под действием управляющей программы, формируемой блоком 1. Для этого в программе записывается специальная команда вылета резца (номер коррекции) и необходимая величина перемещения по поперечной координате. Под действием команды вылета резца блок 1 задания программы блокирует прохождение приводных импульсов через ключ 11, в результате чего информация реверсивного счетчика 10 изменится при неподвижном суппорте поперечной координаты (приводится в соответствие с истинным радиусом обработки).

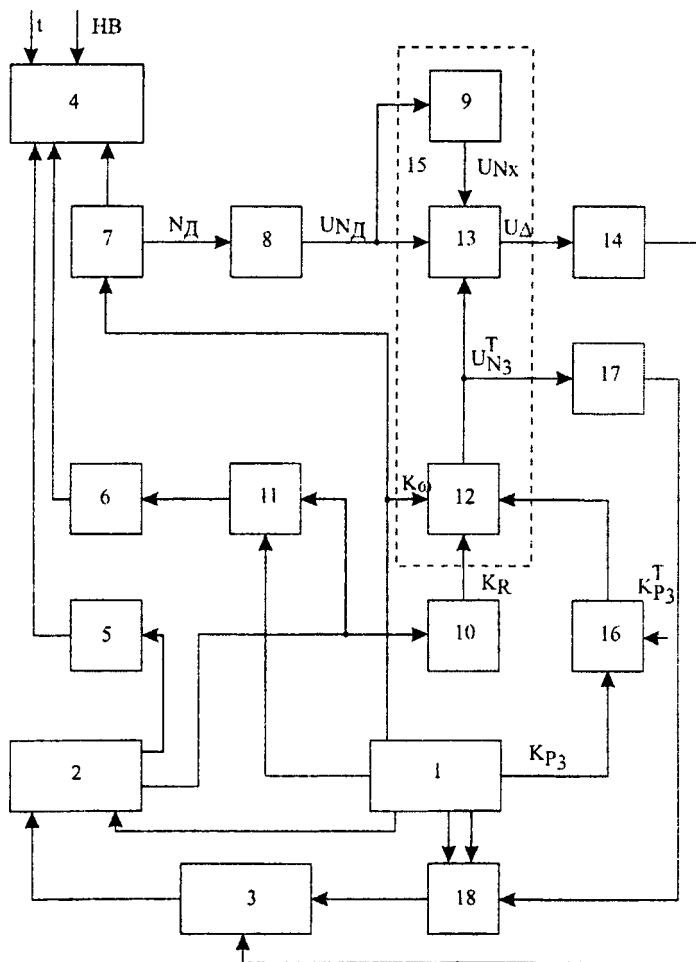


Рис. 2. -- Структурная схема адаптивной системы управления

Код радиуса обработки  $K_R$  с выхода счетчика 10 поступает на вход вычислительного блока 12, на другие входы которого из блока 1 задания программы поступает код угловой скорости вращения шпинделя  $K_\omega$ , который образуется под воздействием управляющей программы, и текущее значение заданной силы резания  $K_{P_3}^T$ , которое формируется в блоке 16 реализации закона преобразования силы резания с устройством ввода. Начальное значение  $K_{P_3}$  образуется под воздействием управляющей программы и поступает на вход блока 16 реализации закона преобразования силы резания с устройством ввода. В этом блоке она изменяется в соответствии с законом, информация о котором поступит с устройства ввода. На выходе вычислительного блока 12 формируется напряжение  $U_{N_3}^T$ , пропорциональное текущему произведению значений кодов  $K_{P_3}^T$ ,  $K_\omega$ ,  $K_R$ , а

следовательно, пропорциональное и заданной текущей мощности резания  $N_3^T$ , которая определяется из равенства (1) при условии  $P_z = P_3^T$ .

$$N_3^T = P_3^T \omega_{ш} R \quad (2)$$

Напряжение, пропорциональное текущему значению мощности резания с выхода вычислительного блока 12 поступает на вход блока 17 изменения тактовой частоты и на вход блока 13 сравнения. На выходе блока 17 формируется текущее значение кода тактовой частоты, которое поступает на вход блока 3 задания скорости при условии, что на вход второго ключа 18, связанного с одним из выходов блока 1 задания программы, не поступит команда блокировки (признак быстрого хода). В противном случае ключ 18 пропускает на вход блока 3 задания скорости код тактовой частоты, соответствующий быстрому ходу, сформированному в блоке 1 задания программы.

Блок 13 сравнения формирует на своем выходе напряжение рассогласования  $U_{\Delta}$  в соответствии с равенством

$$U_{\Delta} = U_{N_d} - U_{N_x} - U_{N_3^T} \quad (3)$$

Анализируя равенства (1), (2) и (3), можно заключить, что  $U_{\Delta} = 0$  при  $P_z = P_3^T$ .

Регулятор подачи 14, воздействуя на блок 3 задания скорости, корректирует тактовую частоту работы блока 2 интерполяции таким образом, чтобы  $U_{\Delta}$  было равно нулю. При этом блок 3 задания скорости формирует результирующее значение тактовой частоты.

Экспериментальная проверка систем управления точностью формообразования нежестких деталей проводилась с использованием станка мод. 1A734Ф3, оснащенного микропроцессорным УЧПУ КМ 65 [3]. Обработывалась партия заготовок из стали 40Х при консольном закреплении в трехкулачковом патроне (диаметр заготовки 42 мм, длина консоли 120 мм). Обработка наружной поверхности велась подрезно-проходным резцом с механическим креплением трехгранной режущей пластины из твердого сплава Т15К6 при скорости резания  $v = 120$  м/мин и глубине  $t = 2$  мм.

Измерение диаметральных размеров в фиксированных поперечных сечениях заготовки осуществлялось электронной скобой «Micromaster» фирмы «TESA» (Швейцария) с ценой деления 0,001 мм (диапазон измерений 25–50 мм).

Одну заготовку из партии обрабатывали с постоянной радиальной составляющей силы резания  $P_{y_{\max}}$ , определяемой мощностью привода, прочностью механической системы и требованиями к шероховатости обрабатываемой поверхности. Максимальной величине  $P_{y_{\max}}$  соответствует и максимальная величина подачи на оборот  $S_{o_{\max}}$ . Последняя соответствует верхнему значению при ее регулировании. Заготовку, обработанную с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ , измеряли в ряде фиксированных поперечных сечений. Причем измерение осуществляли без отвода резца от заготовки. Затем производили выхаживание (резцу сообщалась обратная подача) и повторный обмер заготовки. Величину силы  $P_{y_i}$ , необходимой для компенсации погрешности диаметрального размера в  $i$ -м сечении заготовки, подсчитывали по следующей зависимости

$$P_{y_i} = \frac{D_{o_{\min}} - D_{B_i}}{D_{o_i} - D_{B_i}} P_{y_{\max}}, \quad (4)$$

где  $D_{o_i}$  – диаметральный размер в  $i$ -м сечении после обработки с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ , мм;

$D_{o_{\min}}$  – минимальный диаметральный размер послеобработки с  $P_{y_{\max}} = \text{const}$ ;  $D_{B_i}$  – диаметральный размер в  $i$ -м сечении после выхаживания, мм.

На основании известной зависимости можно записать [5]

$$P_{y_{\max}} = C_{P_y} t^{x_{P_y}} S_{o_{\max}}^{y_{P_y}} v^{z_{P_y}} K_{P_y}; \quad P_{y_i} = C_{P_y} t^{x_{P_y}} S_{o_i}^{y_{P_y}} v^{z_{P_y}} K_{P_y},$$

где  $C_{P_y}$  – постоянная, характеризующая определенные условия резания для конкретной марки обрабатываемого материала;  $t$  – глубина резания, мм;  $S_{0_i}$  – значение подачи на оборот в  $i$ -м сечении заготовки, мм/об;  $v$  – скорость резания, м/мин;  $K_{P_y}$  – поправочный коэффициент, учитывающий влияние различных факторов на  $P_y$ ;  $x_{P_y}, y_{P_y}, z_{P_y}$  – показатели степени.

Используя эти зависимости, выражение (4) записываем в виде

$$S_{0_i} = S_{0_{\max}} \sqrt[y_{P_y}]{\frac{D_{0_{\min}} - D_{B_i}}{D_{0_i} - D_{B_i}}} \quad (5)$$

Выражение (5) применяется при расчете величины подачи, необходимой для компенсации погрешности диаметрального размера в каждом фиксированном сечении заготовки.

По диаметральным размерам заготовки в фиксированных поперечных сечениях были определены законы изменения подачи на оборот  $S_0$  и радиальной составляющей силы резания  $P_y$  в функции пути. Тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  определялась из соотношения  $P_y = 0,4P_z$  [5]. Полученные законы были введены в оперативную память УЧПУ и использованы при обработке заготовок. Причем заготовки были разделены на три группы (по 30 в группе). Первая группа заготовок обрабатывалась с переменной подачей, которая изменялась в пределах от 0,5 мм/об до 0,1 мм/об по мере перемещения резца в сторону установочных элементов патрона. При обработке второй группы заготовок поддерживался установленный закон изменения радиальной составляющей силы резания  $P_y$  в функции пути. Третья группа заготовок обрабатывалась с постоянной подачей  $S_0 = 0,3$  мм/об, что соответствует среднему значению подачи на оборот при обработке заготовок первой группы.

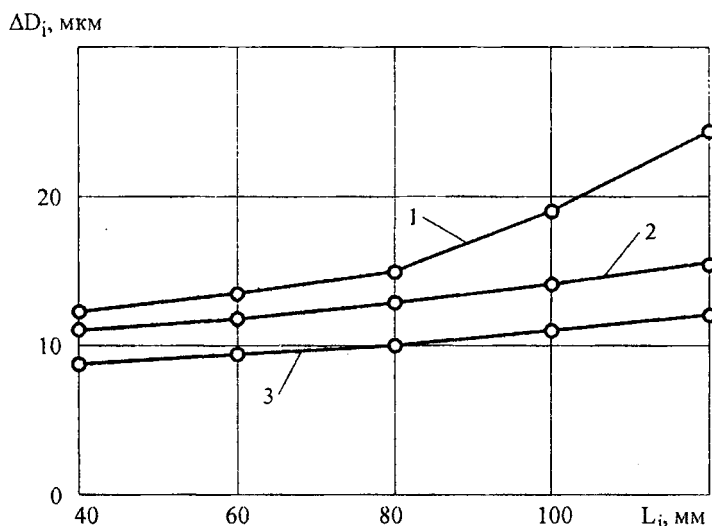


Рис. 3. – Закономерности изменения отклонений диаметрального размера заготовки  $\Delta D_i$  в фиксированных сечениях  $L_i$  от номинального  $D = 42$  мм: 1 – точение с постоянной подачей; 2 – поддержание расчетного закона изменения подачи на оборот в функции пути; 3 – поддержание расчетного закона изменения радиальной составляющей силы резания в функции пути адаптивной системой управления

Законы изменения отклонений диаметрального размера  $\Delta D_i$  от номинального  $D = 42$  мм в фиксированных сечениях заготовки представлены на рис. 3.

Из графиков видно, что при линейном изменении подачи в функции пути точность формы детали в продольном сечении увеличивается более чем в два раза по сравнению с обычной обработкой (с постоянной подачей). Это объясняется тем, что регулированием подачи учитывается

целый ряд факторов, оказывающих влияние на точность формы детали в продольном сечении. К таким факторам в первую очередь относятся: изменение положения точки, в которую прикладывается составляющая силы резания  $P_y$ , по длине рабочего хода; изменение траектории перемещения настроечной точки режущего инструмента, вызванное суммарной геометрической погрешностью станка, измеренной в направлении действия составляющей силы резания  $P_y$ . Эффект повышения точности формы детали в продольном сечении наиболее ярко проявляется при использовании адаптивной системы, обеспечивающей поддержание заданного закона изменения силы резания в функции пути. Данное явление можно объяснить тем, что при управлении процессом формообразования детали, кроме указанных ранее систематических факторов, учитывается ряд случайных. Прежде всего, это относится к колебаниям припуска по длине обработки и твердости материала заготовки.

Среди многочисленных и разнообразных причин, снижающих надежность станков с ЧПУ и как следствие эффективность их использования, следует выделить вибрации, возникающие в процессе резания. Вибрации вызывают ухудшение качества обработанной поверхности, повышают износ и выкрашивание режущего инструмента, снижают точность и долговечность станка. Возникновение вибраций при обработке резанием характеризуется свойствами упругой системы и возникающими силами. Соотношение между этими параметрами определяет как саму возможность возникновения вибраций, так и их интенсивность (амплитуду и частоту). Управляя указанным соотношением, можно добиться снижения уровня вибраций или исключить их полностью [6].

Необходимость в снижении уровня вибраций наиболее часто возникает при обработке нежестких заготовок. Когда процесс формообразования выполняется на токарных станках с ЧПУ, устойчивость технологической системы к автоколебаниям при доминирующей не жесткости заготовки может быть повышена за счет введения в кинематическую схему обработки дополнительного движения (например, модулированного изменения подачи) [2]. Обработку с модулированной подачей следует рассматривать как вариант обработки с вибрациями в направлении подачи. При этом амплитуда  $A_p$  изменения силы резания, вызываемая модулированным изменением подачи, должна соответствовать условию [7]

$$A_p \geq \frac{a_0(\omega_d^2 - f_m^2)m_d}{1,41}, \quad (6)$$

где  $a_0$  – величина установившейся амплитуды колебаний при отсутствии модулированного изменения подачи, м;  $\omega_d$  – частота автоколебаний, Гц;  $f_m$  – частота модулированного изменения подачи, Гц;  $m_d$  – приведенная масса заготовки, кг.

Зависимость (6) описывает условия гашения автоколебаний при доминирующей не жесткости заготовки и используется для установления взаимосвязи параметров вибраций с параметрами асинхронной силы, вызванной модулированным изменением подачи.

Включение режима модулированного изменения подачи может осуществляться путем задания в кадре УП совместно с геометрической и технологической информацией параметров  $\Delta S$ ,  $\Delta l$ ,  $S_{\min}$ ,  $n_s$ , либо путем формирования этих параметров автоматически в зависимости от уровня вибраций, определяемых в процессе резания.

Вариант автоматического формирования параметров модулированной подачи является предпочтительным [7]. При его использовании исключается необходимость в предварительном исследовании вибраций, упрощается подготовка УП. Кроме того, появляется возможность использовать режим модулированного изменения подачи с целью снижения уровня вибраций при обработке любых по сложности заготовок независимо от размера партии. Для реализации этого варианта станок с ЧПУ оснащается системой управления, обеспечивающей измерение мощности резания и интенсивности вибраций (амплитуды и частоты), а также преобразование этих параметров в цифровые коды [8]. Структурная схема такой системы управления представлена на рис. 4.





которого определяет значения параметров  $a_0$  и  $\omega_d$ . После преобразования в цифровую форму эти параметры вводятся в память устройства ЧПУ и совместно с данными о массе детали  $m_d$  и мощности резания  $N_p$  используются для определения частоты  $f_m$  и амплитуды  $A_p$  изменения силы резания и последующего формирования параметров модулированного изменения подачи  $S_{\min}, \Delta S, \Delta l, n_s$ .

Обобщенный алгоритм формирования параметров модулированного изменения подачи заключается в следующем:

1. Определяется тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  по зависимости  $P_z = 30N_p / \pi n_{\text{ш}} R$ . При этом частота вращения заготовки  $n_{\text{ш}}$  задается в УП и ее текущее значение хранится в оперативной памяти устройства ЧПУ. Текущее значение радиуса обработки  $R$  определяется положением настроечной точки реза в системе координат детали, которое непрерывно отслеживается устройством ЧПУ (память положения).

2. Выбирается амплитуда  $A_{P_z}$  тангенциальной составляющей силы резания в % к полученному значению  $P_z$  (например, с дискретностью 5 %). Максимальное значение  $A_{P_z}$  при этом не может превышать 50 % от  $P_z$ .

3. Вычисляются пиковые значения силы резания  $P_z$ :  $P_{z\min} = P_z - A_{P_z}$ ;  $P_{z\max} = P_z + A_{P_z}$ .

4. Определяются пиковые значения подачи на оборот по известным зависимостям [5]

$$S_{0\min} = \left( \frac{P_{z\min}}{C_{P_z} t^{x_{P_z}} v^{z_{P_z}} K_{P_z}} \right)^{\frac{1}{y_{P_z}}}; \quad S_{0\max} = \left( \frac{P_{z\max}}{C_{P_z} t^{x_{P_z}} v^{z_{P_z}} K_{P_z}} \right)^{\frac{1}{y_{P_z}}}.$$

Значения постоянного коэффициента  $C_{P_z}$ , поправочного коэффициента  $K_{P_z}$  и показателей степени  $x_{P_z}, y_{P_z}, z_{P_z}$  выбираются из таблицы соответствия, представленной в памяти устройства ЧПУ. Глубина резания  $t$  задается в УП. Скорость резания  $v$  определяется устройством ЧПУ автоматически по текущим значениям частоты вращения шпинделя  $n_{\text{ш}}$  и радиуса обработки  $R$ .

5. Определяются пиковые значения минутной подачи:  $S_{\min} = S_{0\min} n_{\text{ш}}$ ;  $S_{\max} = S_{0\max} n_{\text{ш}}$ . Принимается значение  $\Delta S$  из ряда: 0,1; 0,2; 0,3 мм/мин и т.д. и определяется число приращений подачи  $n$ , при ее изменении от  $S_{\min}$  до  $S_{\max}$ :  $n_s = (S_{\max} - S_{\min}) / \Delta S$ .

6. Определяется частота  $f_m$  модулированного изменения подачи

$$f_m \geq \sqrt{\omega_d^2 - \frac{1,41 K_p A_{P_z}}{a_0 m_d}},$$

где  $K_p$  - коэффициент, учитывающий отношение равнодействующей силы резания  $P$  к тангенциальной составляющей  $P_z$  ( $K_p = 1,1-1,15$ ).

7. Определяется период колебания силы резания  $T_s$ :  $T_s = 1 / f_m$ .

8. Определяется  $\Delta l$ :

$$\Delta l = T_s \Delta S / 60 \ln \frac{S_{\max} (S_{\max} - \Delta S)}{S_{\min} (S_{\min} + \Delta S)}.$$

9. Выполняется проверка условия  $\Delta l \geq Z_0$ , где  $Z_0$  - единица дискретности. Если условие не выполнено, то принимается очередное значение  $\Delta S$  (см. пункт 5) и определяется новое значение  $\Delta l$ . В противном случае полученное значение  $\Delta l$  округляется до ближайшего кратного одной дискрете.

10. Полученные значения  $S_{\min}, \Delta l, \Delta S, n_s$  подаются на вход алгоритма модулированного изменения подачи. Если при этом уровень вибраций не снизился, то выбирается очередное значение амплитуды  $A_{P_z}$  (см. пункт 2) и определяются новые значения  $S_{\min}, \Delta l, \Delta S, n_s$ . Так происходит до тех пор, пока вибрации не снизились до уровня, определяемого задатчиком 15 (рис. 4.).

Экспериментальные исследования выполнялись с использованием станка мод. 1А734ФЗ, оснащенного микропроцессорным устройством ЧПУ КМ85. Обработывалась наружная поверхность втулок из стали 40ХН (длина втулки 145 мм, наружный диаметр 150 мм, внутренний 135 мм). Заготовка крепилась в патроне консольно. Обработка велась подрезно-проходным резцом с механическим креплением трехгранной пластины из твердого сплава Т15К6. Выполнялась серия пробных проходов с постоянной и модулированной подачей. Постоянная подача принималась равной 0,3 мм/об. Параметры модулированной подачи устанавливались автоматически в зависимости от уровня вибраций, измеряемых в процессе резания. Границы виброустойчивости оценивались по предельной глубине резания  $t$ . Для этого при фиксированных значениях скорости резания и подачи (постоянной и модулированной) устанавливалась глубина резания, при которой появляются вибрации (рис. 5.).

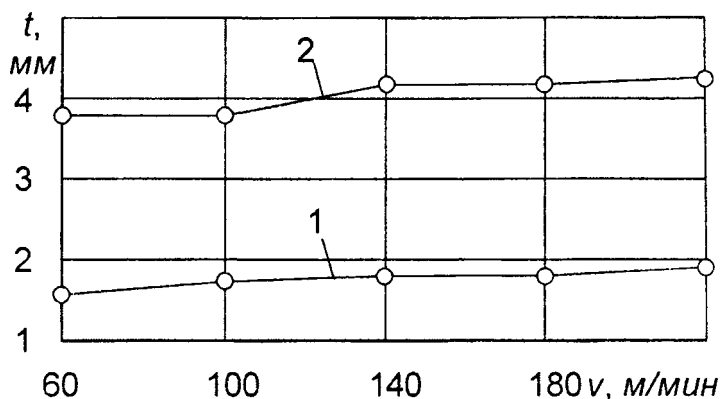


Рис. 5. – Границы виброустойчивости технологической системы при обработке с постоянной подачей (1) и с модулированной подачей (2)

В результате определено, что устойчивость технологической системы при точении с модулированной подачей существенно повышается в широком диапазоне скоростей резания. Это позволяет за счет увеличения глубины резания повысить более чем в два раза производительность обработки нежестких заготовок.

**Выводы.** На токарных станках с микропроцессорными устройствами ЧПУ функция управления точностью формообразования нежестких деталей может быть реализована путем линейного изменения минутной подачи в функции пути. Причем параметры переменной подачи могут формироваться автоматически в соответствии с заданным законом изменения силы резания, контролируемой датчиками адаптивной системы. При обработке сравнительно больших и часто повторяющихся партий заготовок закон изменения подачи (или силы резания) в функции пути может устанавливаться экспериментально по методике, которая базируется на определении диаметральных размеров заготовки в ряде фиксированных поперечных сечений после продольного точения с максимально допустимой радиальной составляющей силы резания и после выхаживания (сообщения рецу обратной подачи).

Преднамеренное введение в процесс резания кинематической неустойчивости путем модулированного изменения подачи в функции пути может быть эффективно использовано с целью повышения виброустойчивости технологической системы при обработке нежестких заготовок. Реализация предложенной математической модели модулированного изменения подачи в адаптивной системе управления токарным станком с ЧПУ позволяет добиться сдвига границы самовозбуждения колебаний в сторону увеличения глубины резания, при этом производительность обработки нежестких заготовок существенно повышается.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Каштальян И.А. Математические модели и алгоритмы управления нестационарными процессами формообразования на станках с ЧПУ / И.А. Каштальян // Автоматизация и современные технологии. - 2006. - № 6. - С. 18 – 24.
2. Подураев В.Н. Динамическая модель элементов технологической системы с учетом кинематической неустойчивости процесса резания / В.Н. Подураев, В.И. Малыгин, Л.В. Кремлева // Вестник машиностроения. – 1996. – № 6. – С. 18–23.
3. Устройство числового программного управления: пат. 5128 Респ.

Беларусь, МПК G05B 19/18, 19/416 / И.А. Каштальян В.И. Резниченко, А.П. Пархутик; заявитель Белорусский национальный технический университет. - № а 19981074; заявл. 26.11.1998; опубл. 30.06.2003 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. - 2003. - №2. - С. 208. 4. Адаптивная система управления станком: пат. 6148 Респ. Беларусь, МПК G 05B 19/39 / И.А. Каштальян, М.К. Цыркунов; заявитель Белорусский национальный технический ун-т. - № а 20000537; заявл. 09.06.00; опубл. 30.06.04 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. - 2004. - № 2. - С. 229-230. 5. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах: учеб. для вузов / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. - Минск: Выш. шк., 1990. - 512 с. 6. Санкин Ю.Н. Устойчивость токарных станков при неопределенной характеристике процесса резания / Ю.Н. Санкин Н.Ю. Санкин // СТИН. - 1998. - № 10. - С. 7-11. 7. Адаптивная система управления станком: пат. 8437 Респ. Беларусь, МПК G 05B 19/00 / И.А. Каштальян, М.К. Цыркунов, Ю.М. Цыркунов, П.К. Жуковский; заявитель Белорусский национальный технический ун-т. - № а 20030651; заявл. 26.06.03; опубл. 30.12.06 // Афіцыйны бюл. / Нац. Цэнтр інтэлектуал. уласнасці. - 2006. - № 4. - С. 119-120. 8. Кочинеев Н.А. Измерение относительных колебаний заготовок и инструмента датчиками абсолютных колебаний / Н.А. Кочинеев, А.Х. Хачатурян // Станки и инструмент. - 1991. - № 4. - С. 14-16.

.

Балицкий В.А.

## ВИБРОИНЕРЦИОННЫЕ ПРИВОДЫ МОБИЛЬНЫХ МАШИН

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Рассмотрены конструктивно-технологические вопросы повышения тягово-сцепных свойств мобильных машин.*

*Проведенные экспериментальные исследования согласуются с теоретическими положениями.*

*Предложенный метод увеличения усилия воздействия рабочего органа на грунт, основанный на когерентных свойствах возмущающих сил асимметричного вибратора суммарном силовом импульсном эффекте, обеспечивает возможность повышения в 2,5-3,5 раза номинальной силы тяги трактора.*

Интенсификация рабочих процессов мобильных машин может осуществляться с помощью виброинерционных приводов. Это механизмы, в работе которых используются силы инерции. Эти механизмы условно можно разделить на три группы. В первой – силы инерции позволяют осуществить работу рабочего органа машины по симметричному циклу (рис. 1а), во второй – по асимметричному (рис. 1б), и в третьей – по пульсирующему (рис. 1в). Вибромеханизмы первой группы широко используются в различных отраслях техники. Ко второй группе можно отнести гусеничную машину с инерционно-импульсным приводом.

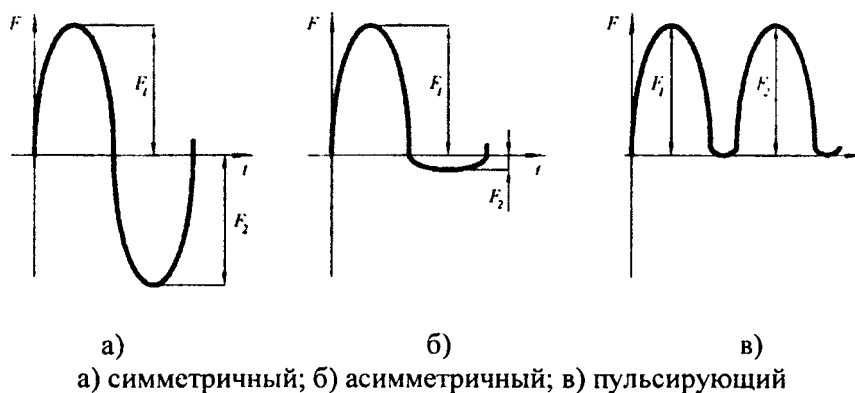
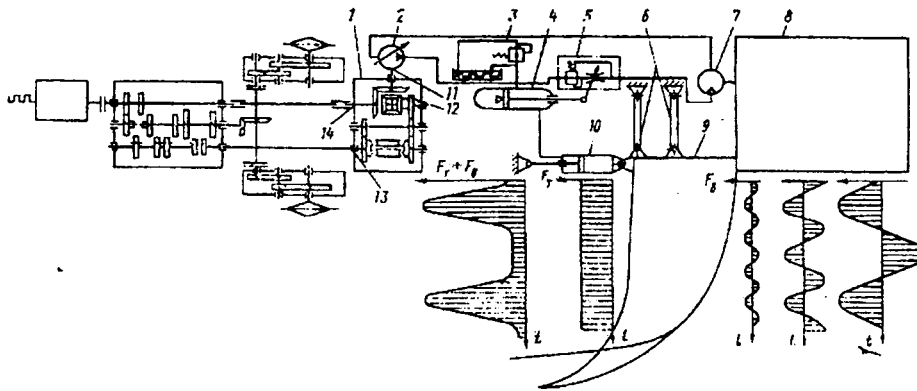


Рис. 1 – Графическое изображение циклов работы рабочего органа

Основной причиной, сдерживающей решение задачи повышения тяговых параметров и проходимости гусеничных землеройных машин, является невозможность на основе двухгусеничных ходовых систем обеспечить традиционными методами высокие тяговые усилия и проходимость машин. В связи с этим возникает проблема изыскания таких методов и принципов повышения усилия на рабочем органе землеройных машин, которые передавались бы на грунт минуя двигатель. Анализ различных методов обеспечения высоких тяговых усилий машин на грунтах с низкой способностью показал перспективность применения систем и устройств импульсного действия, основанных на когерентных свойствах возмущающих сил асимметричного вибратора и суммарном импульсном эффекте [1].

Землеройная машина импульсивного действия представляет собой трактор с навесным рабочим органом, воздействие которого на грунт интенсифицируется асимметричным вибратором, преобразующим мощность двигателя трактора в импульсно-тяговое воздействие рабочего органа на грунт. На тракторе установлен дифференциальный ходоуменьшитель; его водило соединено с валом отбора мощности, одна солнечная шестерня осуществляет привод ходовой системы трактора, вторая через насос и гидромотор – привод асимметричного вибратора. Рабочий орган (бульдозера,

кабелеукладчика, дренажника, рыхлителя и др.) связан с рамой трактора с помощью вертикального параллелограмма и гидроцилиндра, который одновременно служит амортизатором демпферной системы (рис.2).



1—дефференциальный ходоуменьшитель; 2—насос переменной производительности; 3— предохранительный клапан; 4—гидроаккумулятор; 5—дроссель с регулятором; 6—тяги параллелограммной подвески рабочего органа; 7—гидромотор привода вибратора; 8—асимметричный вибратор; 9—рабочий орган; 10—гидроцилиндр связи рабочего органа с трактором; 11—вал насоса; 12 и 14—полуоси дифференциала; 13—вал привода бортресдукторов

Рис. 2 – Гидрокинематическая схема землеройной мелиоративной машины импульсного действия

Оригинальность конструкции инерционно-тягового привода заключается в обеспечении совместного действия на грунт через рабочий орган возмущающей силы вибровозбудителя и силы тяга тягача, это повышает эффективность перемещения всей машины.

Демпферная система состоит из гидросистемы привода вибровозбудителя, а между центральной передачей и валом привода бортресдукторов в заднем мосту установлен дифференциал, одна полуось которого кинематически связана с валом привода бортресдукторов, а другая – с валом гидронасоса, смонтированного на корпусе заднего моста. При этом амортизатор размещён горизонтально и выполнен в виде гидроцилиндра, одна из полостей которого соединена с гидроаккумулятором, который размещён на прицепной раме и соединён с одной стороны с гидронасосом, а с другой – через дроссель с гидромотором. В этом случае силы трения между опорным элементом машин и поверхностью движения "гасят" импульс сил инерции и движения назад не происходит.

Принцип работы рассматриваемой землеройно-мелиоративной машины сводится к следующему.

Возникающее при движении машины сопротивление заглублению рабочего органа в грунт

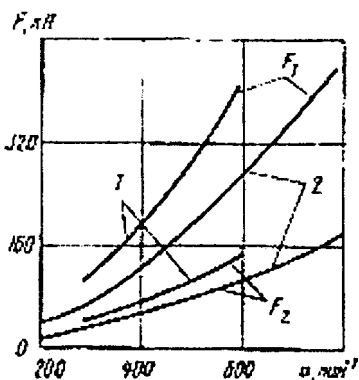


Рис. 3 – Зависимость импульсных сил  $F_1$  и  $F_2$  от частоты  $\nu$  импульсов: 1—при  $m=664,4$  кг; 2—при  $m=425,7$  кг

приводит к возрастанию давления в штоковой полости гидроцилиндра до тех пор, пока оно не сравняется с давлением рабочей жидкости в соединенном с ним гидроаккумуляторе, рабочий орган при этом отодвигается в заднее положение. Одновременно возрастает сопротивление вращению полуоси 14 дифференциала и как только оно превысит сопротивление, создаваемое на валу насоса давлением в гидроаккумуляторе, начнут вращаться полуось 12 дифференциала и вал 11 насоса. По мере повышения угловой скорости вала 11 угловая скорость вала 13 снижается и, следовательно, машина движется медленнее. Насос, подавая рабочую жидкость в гидроаккумулятор, повышает его давление, вследствие чего возрастают крутящие моменты на валу 11 насоса и валу 13 привода бортресдукторов, что приводит к увеличению тягового усилия машины. В это же время поршень гидроаккумулятора 4 под давлением поступающей в него рабочей жидкости открывает кинематический связанным с

ним регулятором проходное сечение дросселя, и поток рабочей жидкости начинает поступать к гидромотору привода вибратора.

Асимметричные силовые импульсы, передаваемые вибратором рабочему органу, действуют вдоль оси машины. Причем силовой импульс с большей возмущающей силой  $F_1$  действует в направлении движения машины (активный силовой импульс), а с меньшей  $F_2$  – в обратном направлении (реактивный силовой импульс). Под действием силового импульса  $F_1$  рабочий орган, отжатый в крайнее заднее положение, начинает, преодолевая сопротивление грунта, перемещаться вперед; при этом объем штоковой полости гидроцилиндра, куда рабочая жидкость поступает из гидроаккумулятора, возрастает на величину, соответствующую амплитуде колебания. Так как машина продолжает движение вперед, то развиваемое ею тяговое усилие через рабочую жидкость, находящуюся под давлением в штоковой полости гидроцилиндра, передается, суммируясь с активным силовым импульсом, на рабочий орган, помогая ему преодолеть сопротивление грунта. Этим создается возможность дополнительного к тяговому усилию машины значительного увеличения усилия воздействия рабочего органа на грунт. Уменьшение объема штоковой полости гидроцилиндра на величину, соответствующую расстоянию, которое пройдет машина за время действия реактивного силового импульса, обеспечивает восстановление первоначальной кинематики взаимодействия рабочего органа с грунтом.

Для безостановочного движения машины должно быть соблюдено условие  $F_2 < P$ , где  $P$  – суммарная сила сопротивления движению машины. При этом условии рабочий орган под действием реактивного силового импульса не будет при движении машины отжиматься в заднее положение, а машина будет продолжать перемещаться вперед.

Исследования проведены на экспериментальном образце машины импульсного действия с дренажным рабочим органом, созданной на базе гусеничного трактора.

Возмущающая сила вибратора:

$$F_{1B} = m_1 \cdot w_{1B}^2 \cdot e_1 + m_2 \cdot w_{2B}^2 \cdot e_2 + m_3 \cdot w_{3B}^2 \cdot e_3, \quad (1)$$

где  $m, w_B, e$  – эксцентрично вращающаяся масса, ее угловая скорость и эксцентриситет (индексы 1, 2, 3 относят величины к первой, второй и третьей парам валов вибратора). Учитывая, что для вибратора данной машины принято

$$w_{2B} = 2w_{1B} \text{ и } w_{3B} = 2w_{1B},$$

получим:

$$F_{1B} = w_{1B}^2 \cdot (m_1 \cdot e_1 + 4m_2 \cdot e_2 + 9m_3 \cdot e_3) \quad (2)$$

При экспериментах значения вращающихся масс и эксцентриситетов изменялись, угловые скорости оставались постоянными.

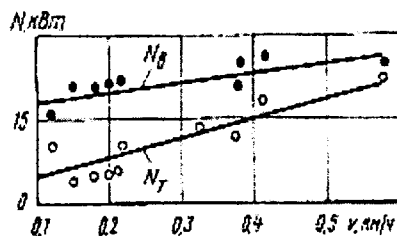


Рис. 4 – Зависимость мощности, расходуемой трактором  $N_T$  и вибратором  $N_B$  от рабочей скорости  $v$  машины (при  $m=664,4$  кг)

Экспериментальные исследования, проведённые на суглинистом грунте показали, что вибратор создает силу  $F_1$ , достигающую 260 кН, при  $F_2 = 85-90$  кН (рис.3). С учетом силы тяги  $F_T$  трактора импульсная сила достигает 360–380 кН, что более чем в 3,5 раза превышает тяговое усилие гусеничного трактора. Степень увеличения усилия на рабочем органе импульсного действия характеризуется отношением  $F_1 / F_2$ .

Зависимости мощности, расходуемой трактором  $N_T$  и вибратором  $N_B$  от рабочей скорости  $V$  машины, полученные при резании грунта дренажным ножом на глубину 1,4 м с дреном диаметром 200 мм (рис. 4), показывают, что с повышением  $V$  отношение  $N_T / N_B$ , возрастает. Так, если при  $V = 0,2$  км/ч  $N_T / N_B = 0,45$ , то при  $V = 0,5$  км/ч  $N_T / N_B = 0,76$ .

Зависимости мощности на привод асимметричного вибратора от частоты импульсов приведены на рис. 5.

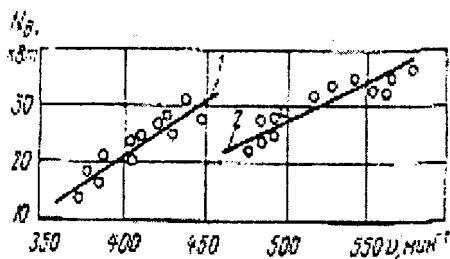


Рис. 5 – Зависимость мощности  $N_B$ , расходуемой на привод вибратора от частоты  $U$  импульсов при различных значениях  $m$  вращающейся массы: 1–при  $m=664,4$  кг; 2–при  $m=425,7$  кг

Землеройно-мелиоративные машины импульсного действия, требующие больших тяговых усилий, могут эффективно агрегатироваться с энергонасыщенными тракторами при этом с меньшей массой и, следовательно, с меньшим давлением на рабочий грунт, что важно для эксплуатации, особенно на заболоченных минеральных грунтах. Условный коэффициент сцепления таких машин может составлять 1,8-2 и более. Так, для экспериментальной машины массой 18,8 т с дренажным рабочим органом суммарная возмущающаяся сила составляет 360–380 кН.

Рабочая скорость машины импульсного действия, оборудованной гидравлическим дифференциальным ходоуменьшителем, может автоматически регулироваться в зависимости от сопротивления на рабочем органе. Если, например, сопротивление возрастает (вследствие увеличения прочности грунта или параметров резания), машина замедляет движение или даже может остановиться, так как сила, развиваемая вибратором при первоначальных условиях работы, оказывается недостаточной для преодоления повышенного сопротивления. В этом случае полуоси дифференциала вызывают пропорциональное увеличение частоты вращения вала насоса, вследствие чего увеличивается объем поступающей в гидролинию рабочей жидкости. Это приводит к повышению давления масла в гидроаккумуляторе и, как результат, к повышению частоты вращения гидромотора привода вибратора и возрастанию возмущающей силы  $F_1$ , до тех пор, пока она не станет достаточной для преодоления повышенного сопротивления.

Расчёт экономической эффективности ряда машин импульсного действия на базе гусеничных тракторов показал перспективность их разработки и использования на тех технологически процессах, где требуются высокие тяговые усилия [2, 3, 4].

Выводы: 1) Предложенный метод увеличения усилия воздействия рабочего органа на грунт, основанный на когерентных свойствах возмущающих сил асимметричного вибратора суммарном силовом импульсном эффекте, обеспечивает возможность превышения в 2,5-3,5 раза номинальной силы тяги трактора независимо от несущей способности грунта. 2) Разработка техники импульсного действия требует проведения широких экспериментально-теоретических исследований применительно к машинам различного назначения.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Балицкий В.А. К обоснованию тягово-инерционного привода колёсно-гусеничных машин // Автотракторостроение. – 1980. – №14. – С 56–60.
2. Балицкий В.А. Автоматическое регулирование тягово-скоростным режимом работы почвообрабатывающих машинно-тракторных агрегатов // Автотракторостроение. – 1981. – №16. – С 76–78.
3. Кацыгин В.В. Пецко А.Я. Балицкий В.А. и др. а.с. 542797 Землеройная машина. // БИ. – 1977. – №2.
4. Кацыгин В.В. Пецко А.Я. Балицкий В.А. и др. Землеройно-мелиоративная машина. // БИ. – 1978. – №24.

Капуста П.П., Швец И.В., Крицкий М.А.

## РАЗРАБОТКА ПЕРСПЕКТИВНЫХ КОНСТРУКЦИЙ СТАЛЬНЫХ ОПОР ПНЕВМОПОДВЕСОК ПО КРИТЕРИЯМ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ

*Белорусский национальный технический университет,*

*ГСКБ прицепного состава МАЗ*

*Минск, Беларусь*

*Представлены трехмерные модели прямолинейных, криволинейных и штампованных опор, расчет их нагруженности, рекомендации по улучшению конструкции базовой штампованной опоры и предложена новая модель опоры. Расчет разрабатываемых конструкции стальных опор произведен методом конечных элементов на пакете NASTRAN. Конечноэлементная модель создана в пре/постпроцессоре PATRAN на основе геометрической трехмерной модели, выполненной в пакете трехмерного моделирования Unigraphics. Данные, полученные с помощью конечноэлементного расчета, позволяют оценить нагруженность деталей, а по местам локализации наибольших значений полей напряжений можно определить локальные опасные по усталости элементы деталей.*

Данное исследование предпринято с целью определения напряжений, возникающих в листах опоры подвески полуприцепа. Были рассмотрены различные опоры, используемые в автомобилях МАЗ.

На рисунке 1 представлена трехмерная модель старой серийной подвески полуприцепа с линейной опорой.

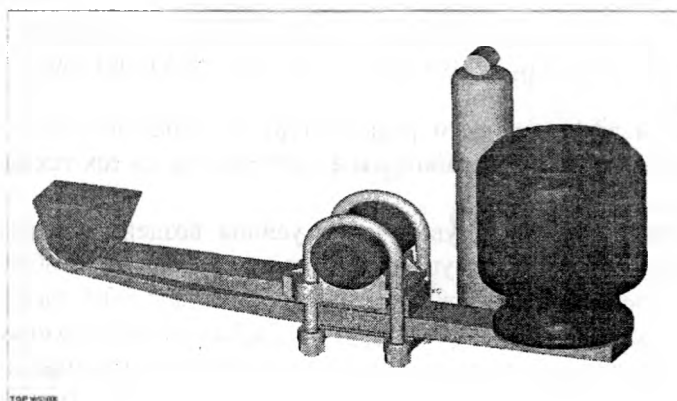


Рис. 1 – Трехмерная модель старой серийной подвески полуприцепа

На рисунке 2 представлена трехмерная модель новой серийной подвески полуприцепа. Усилия от дороги передаются на ось полуприцепа, далее через соединительные кронштейны, стянутые стремлянками, на опору, а от нее – через шарнир и пневмоэлемент на раму.

Данные, полученные с помощью конечноэлементного расчета, позволяют оценить нагруженность деталей, а по местам локализации наибольших значений полей напряжений можно определить локальные опасные по усталости элементы деталей.

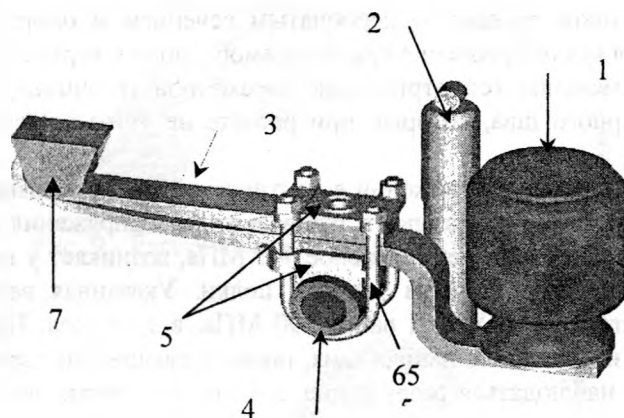
Результаты проектных расчетов подтверждены экспериментальными дорожными испытаниями.

В результате проведенного расчета были получены картины распределения перемещений и напряжений в деталях подвески полуприцепа при статическом нагружении из условия приходящейся на ось нагрузки в 8000 кг. Напряжения в листах опоры оказались значительно меньше предела текучести (для стали 50ХГФА 1325 МПа).

В нижнем листе опоры эквивалентные напряжения составили 110 МПа в месте присоединения к кронштейнам и 103 МПа в месте присоединения пневмобаллона, а также кромочное напряжение 110 МПа в районе отверстия для стягивания листов опоры. В нижнем листе в зоне сгибов имеются остаточные напряжения отковки, которые при данном статическом расчете не учитывались. Их учет возможен только после отработки соответствующего технологического процесса. Эти напряжения впоследствии могут быть учтены как расчетным путем, так и в результате стеновых усталостных



испытаний натуральных конструкций рессор или локальных моделей, опасных с точки зрения усталостных зон.



1 - упругое звено; 2 - гидроамортизатор; 3 - опора новая серийная (криволинейная); 4 – ось полуприцепа; 5 - соединительные кронштейны; 6 – стремянка; 7 - шарнир

Рис. 2 - Трёхмерная модель новой серийной подвески полуприцепа

Данное исследование позволяет предварительно оценить нагруженность листов опоры при выбранном режиме нагружения. Для более точной оценки необходимо уточнить режим нагружения с учетом динамических влияний внешних возмущений, а также учесть остаточные напряжения в листах послековки.

На рисунке 3 представлена трехмерная модель исходной штампованной опоры подвески полуприцепа с находящимися внутри соединительными рёбрами.

Рассчитана не только исходная модель штампованной опоры пневмоподвески, но и ещё два усиленных варианта этой модели с целью сравнения результатов расчёта, полученных методом конечных элементов с данными, полученными в результате стендовых испытаний.

Следующий вариант усиления конструкции – создание коробчатого сечения в задней части опоры,



Рис. 3 - Трёхмерная модель исходной штампованной опоры подвески полуприцепа

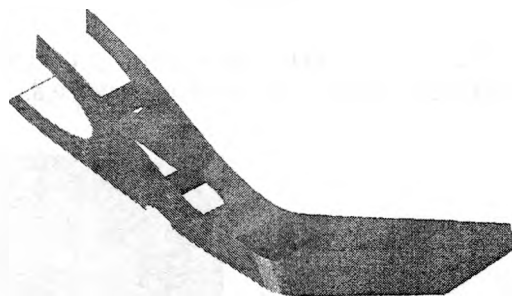


Рис. 4 - Усиленная конструкция задней части опоры

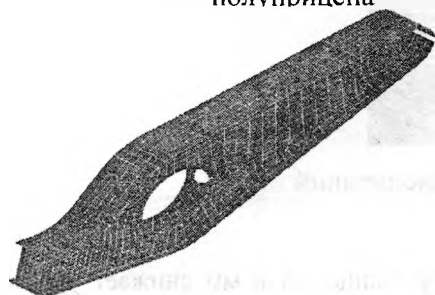


Рис. 5 - Новая модель опоры

т.е. введенные рёбра для усиления соединены пластиной, продленной до амортизатора в нижней части стенок, что и показывает рисунок 4.

Кроме приведенных выше моделей опоры рассчитана новая модель опоры, у которой толщина всех составляющих, в отличие от исходной модели, равна не 8 мм, а 6 мм, а также отсутствуют внутри соединительные рёбра. Верхняя и нижняя полки опоры доходят до конца стенок, что показывает рис. 5.

К концу опоры прикреплен швеллер с рёбрами, соединяющими нижнюю полку швеллера с кругом крепления пневмобаллона.

Все модели штампованной опоры пневмоподвески просчитаны при одинаковых условиях закрепления и нагружения,

за исключением опоры со швеллером, где на срединное сечение накладываются ещё условия симметричности, т.к. считается половина модели.

В результате расчётов определено напряжённо-деформированное состояние штампосварных опор: исходной, исходной, усиленной рёбрами и коробчатым сечением и опоры со швеллером. Наиболее нагруженной зоной является место крепления круга пневмобаллона к верхней полке опоры, т.к. именно в этом месте происходит изменение геометрических параметров (толщины, кривизны). Ещё эта зона усугубляется наличием сварного шва, который при расчёте не учитывается. Указанный факт следует иметь в виду.

Распределение эквивалентных напряжений в критической зоне анализируемых опор представлено следующими рисунками: рисунок 6 показывает эквивалентные напряжения на задней части исходной модели. Максимальное значение напряжения, равное 443 МПа, возникает у верхней кромки внутренней стенки опоры, на изгибе, рядом с концом верхней полки. Указанная величина превышает предел текучести, который для материала 10ХСНД равен 390 МПа, в 1,14 раза. На этой же стенке, снизу, у отверстия под амортизатор, имеют место напряжения, также превышающие предел текучести.

Поэтому здесь будет наблюдаться разрушение, которое подтверждено стендовыми испытаниями (рис. 7).

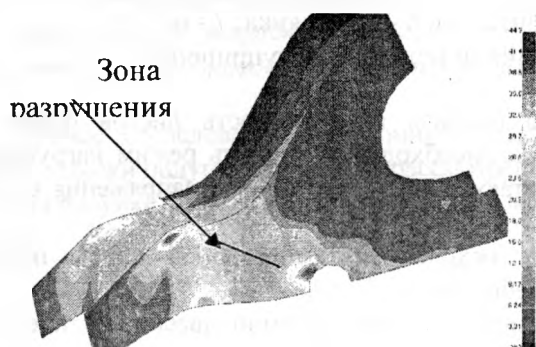


Рис. 6 - Распределение эквивалентных напряжений

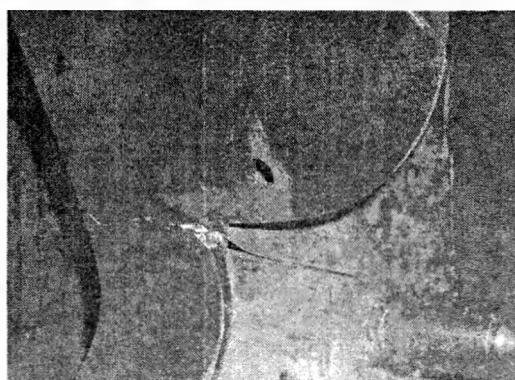


Рис. 7 - Характер разрушения образца после динамических испытаний

Установка для проведения статических испытаний штампосварных опор с установкой пневмобаллонов представлена на рисунке 8.



Рис. 8 - Установка для проведения статических испытаний

Введение в критической зоне поперечных пластин, т.е. рёбер толщиной 6 мм снижает уровень напряжений в верхней части стенки и у отверстия под амортизатор, как показывает рисунок 1.9, до 200 МПа и 275 МПа, соответственно. Ещё появляется зона увеличенных напряжений на нижней кромке внутренней стенки, за упрочняющей пластиной, в которой значение достигает 294 МПа, что в 1,3 раза меньше допустимых.

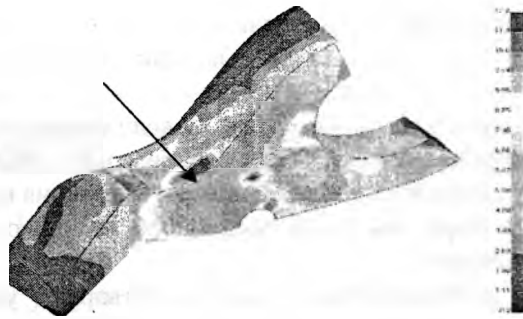


Рис. 9 - Распределение эквивалентных напряжений

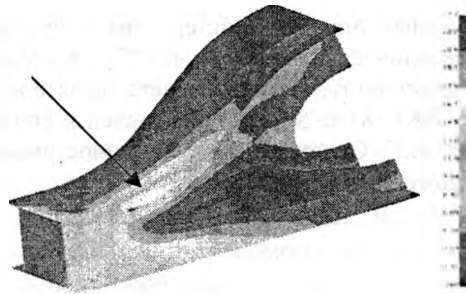


Рис. 10 - Распределение эквивалентных напряжений

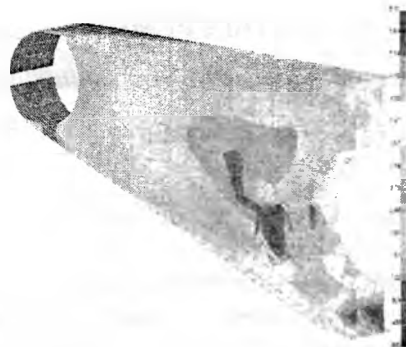


Рис. 11 - Распределение эквивалентных напряжений  
в передней части опор

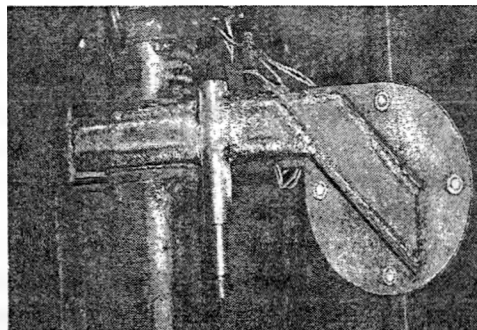


Рис. 12 - Конструкция на последнем этапе доработки

Дальнейшее усиление исходной модели путём соединения снизу усиливающих рёбер пластиной, продлённой до амортизатора, создавая, таким образом, в этом месте коробчатое сечение, ещё больше снижает максимальное напряжение до 122 МПа. Откуда видно, что нагружаются зоны внутренней стенки у нижней границы крепления усиливающего ребра, у отверстия под амортизатор,

у верхней границы поперечного ребра, находящегося снизу за втулкой, и зона верхней полки, прилегающая к внутренней стенке в месте её изгиба. При таком усилении исходной модели уровень напряжений меньше допустимых в 3,2 раза.

Расчёт и анализ напряжённого состояния новой модели опоры, со швеллером, показывает рисунок 10, откуда видна локальная зона увеличенных напряжений до 237 МПа. Это место соединения верхней полки с внутренней стенкой, у ближайшего изгиба от места крепления круга под пневмобаллон.

Значение напряжений в передней части всех опор невелико, и, как показывает рисунок 11, значение их 59 МПа - самое большое.

Три последние модели штампованных опор удовлетворяют условиям прочности. Полученные данные подтверждаются стендовыми испытаниями (рисунок 12)

## ЛИТЕРАТУРА

1. Капуста П. П. Вероятностная оценка характеристик сопротивления усталости деталей на стадии проектирования машин: Учебно-методическое пособие для ВТУЗов.– Минск.: УП «Технопринт», 2001. 2. ГОСТ 25.504-82.Расчеты и испытания на прочность. Методы расчета характеристик сопротивления усталости. – Введ. 01.07.83. –М.: Изд-во стандартов, 1983.–81 с. 3.Марочник сталей и сплавов/ В.Г. Сорокин, А.В. Волосникова, С.А. Вяткин и др.; Под общ. ред. В.Г. Сорокина.- М.: Машиностроение, 1989. MSC/NASTRAN Version 68 Reference Manual.- The MacNeal-Schwendler Corporation, 1996.

УДК 621.831

Скойбеда А.Т., Бондаренко А.Г., Василенок В.Д.

### ЭКСПЛУАТАЦИОННАЯ СТАБИЛЬНОСТЬ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО НАТЯЖЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ РЕМНЕЙ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Установлено, что ремни со стеклокордом и в особенности с арамидной крученой нитью СП предпочтительно использовать в относительно недолговечных приводах. В противном случае конструкция привода с такими ремнями должна предусматривать возможность регулировки величины предварительного натяжения. Учитывая характер кривой релаксации материала ремня следует устанавливать его с начальным натяжением  $2S_0$ , величина которого на 12—15% больше оптимального. В этом случае в интервале 250—2000 ч эксплуатация будет происходить при натяжении 0,95—1,05 оптимального. Таким образом, основную часть своего срока службы зубчатый ремень будет эксплуатироваться при благоприятных значениях натяжения, что позволит реализовать его максимальную долговечность.*

Наиболее перспективным типом приводов с гибкими ремнями остаются зубчато-ременные. Однако реализация их максимальной долговечности возможна путем поддержания релаксационных силовых параметров в течение всего срока службы. К числу важнейших эксплуатационных параметров следует отнести величину предварительного натяжения  $2S_0$ , определяющую, в частности, вид распределения нагрузки между зубьями ремня и его долговечность.

Исследованиями [1] установлено, что величина  $2S_0$  в процессе эксплуатации ременных передач не является постоянной. Ее уменьшение связано с вытяжкой ремней, обусловленной протеканием в материале ремня релаксационных процессов. В частности, для конкретных типов ременных передач в течение нескольких часов зарегистрировано падение значений  $2S_0$  на 25—35%. Такое уменьшение весьма существенно и его необходимо учитывать при монтаже ременной передачи.

Вместе с тем количественный анализ влияния различных факторов на степень релаксации значений  $2S_0$  в эксплуатационных условиях до настоящего времени не проведен. Если учесть, что зубчатые ремни представляют собой вязкоупругие тела [2], то корректное описание названных выше процессов возможно на основе адекватных реологических моделей ремней. Известно, что релаксационные процессы в вязкоупругих телах могут быть описаны с помощью формальных реологических моделей, состоящих из параллельно установленных элементарных моделей Максвелла. Каждая модель при этом может состоять

из идеально упругого и абсолютно вязкого элементов. Поскольку известна общая нелинейность жесткости зубчатого ремня от растягивающей нагрузки, то предпочтительным следует считать использование в моделях нелинейных упругих элементов.

Базируясь на основных положениях реологии, уравнение релаксации предварительного натяжения в зубчато-ременной передаче с закрепленными опорами валов представлено в виде:

$$2S_0(t) = E_1 \varepsilon_0 e^{-t/\tau_1} + E_2 \varepsilon_0 e^{-t/\tau_2} + E_n \varepsilon_0 e^{-t/\tau_n}, \quad (1)$$

где  $E_1, \dots, E_n$  — значения упругостей элементарных моделей;  $\varepsilon_0$  — начальная относительная деформация ремня;  $\tau_1, \dots, \tau_n$  — время релаксации элементарных моделей, с;  $t$  — текущее значение времени;  $e$  — основание натуральных логарифмов.

Наиболее приемлемым методом определения параметров уравнения (1) следует считать экспериментальный. В его рамках существуют два способа обработки опытных данных и определения дискретного спектра релаксации (графический и аналитический). В силу повышенной точности получаемых результатов второй способ является более предпочтительным [3].

Аналитический способ предполагает определение числа показательных функций в уравнении (1), которое необходимо выделить. Для этого берутся достаточно далекие равноотстоящие значения экспериментальной функции релаксации и составляются определители все возрастающих порядков. Порядок определителя, значение которого положительное, но сравнимо с точностью значений экспериментальной кривой, будет соответствовать искомому числу показательных функций. Поскольку правая часть зависимости (1) представляет собой решение линейного дифференциального уравнения  $n$ -го порядка с постоянными коэффициентами, то его характеристическое уравнение будет иметь вид:

$$B_0 + B_1 x_1^h + B_2 x_1^{2h} \dots B_k x_k^{kh} = 0, \quad (2)$$

где  $B_0, B_1, \dots, B_k$  — коэффициенты уравнения;

$h$  — интервал измерения величины  $2S_0$  и т.д.

$x_1 = e^{-\lambda_1 h}$ ,  $x_2 = e^{-\lambda_2 h}$ , и т.д.

$$\lambda_1 = \frac{1}{\tau_1}, \lambda_2 = \frac{1}{\tau_2}, \dots, \lambda_k = \frac{1}{\tau_k}.$$

Вместе с тем количественный анализ влияния различных факторов на степень релаксации значений  $2S_0$  в эксплуатационных условиях до настоящего времени не проведен. Если учесть, что зубчатые ремни представляют собой вязкоупругие тела [4], то корректное описание названных выше процессов возможно на основе адекватных реологических моделей ремней. Известно, что релаксационные процессы в вязкоупругих телах могут быть описаны с помощью формальных реологических моделей, состоящих из параллельно установленных элементарных моделей Максвелла. Каждая модель при этом может состоять из идеально упругого и абсолютно вязкого элементов.

Определение коэффициентов  $B_0, B_1, \dots, B_k$  производится путем решения системы вида:

$$B_0 y_0 + B_1 y_1 + \dots + B_k y_k = 0 \quad (3)$$

$$B_0 y_1 + B_1 y_2 + \dots + B_k y_{k+1} = 0$$

.....

$$B_0 y_k + B_1 y_{k+1} + \dots + B_k y_{2k} = 0$$

где  $y_0, y_1, \dots, y_{2k}$ , — равноотстоящие экспериментальные значения  $2S_0$ .

Аналогичным образом находятся и неизвестные показатели  $\sigma_1 = E_1 \varepsilon_0; \sigma_2 = E_2 \varepsilon_0; \dots \sigma_n = E_n \varepsilon_0$ .

Для этого решается система уравнений:

$$\sigma_1 + \sigma_2 + \dots + \sigma_n = y_0 \quad (4)$$

$$\sigma_1 x_1 + \sigma_2 x_2 + \dots + \sigma_n x_h = y_1$$

$$\sigma_1 x_1^{k-1} + \sigma_2 x_2^{k-1} + \dots + \sigma_n x_k^{k-1} = y_{k-1}.$$

Значения вязкостей реологических моделей ремня могут быть найдены из соотношений вида:  $h_1 = \tau_1 E_1$ ;  $h_2 = \tau_2 E_2$ ;  $h_n = \tau_n E_n$ . Объектами исследований являлись зубчатые ремни с модулем 2 мм, с числом зубьев 68, изготовленные методом прессования жесткими оболочками. Ремни имели тканевую обкладку зубьев. Корд ремней металлокорд структуры 1X7 диаметром 0.36 мм; стеклокорд 20С-РТ; арамидная крученая нить СП (167). Исследования проводили на специальном стенде, имитирующем установку ремня в передачу с неподвижными опорами валов. Натяжение ремня осуществлялось винтовым механизмом, измерение величины натяжения производилось по стреле прогиба ремня. Конструкция стенда позволяла испытывать одновременно до 20 ремней.

Для ремней с каждым типом корда варьировалась величина начального предварительного натяжения  $2S_0$ , которая принимала дискретные значения 6, 12, 18 и 24 Н/мм. После установки начального натяжения подвижные опоры стенда фиксировались. Измерение натяжения в начальной стадии эксперимента осуществляли через 6—12 ч. в конечной стадии интервал времени между измерениями составлял 168 ч. Исследования релаксации  $2S_0$  для ремней каждого типа проводили в течение 2000 ч, что соответствует номинальному сроку службы зубчатых ремней согласно ОСТ 3805227-81.

В результате измерений были получены 12 обобщенных кривых релаксации [4]. В процессе математической обработки каждой из них по приведенной выше методике установлено, что при четырехкратной повторности точность экспериментальных результатов не позволяет выделить на каждой кривой более трех экспонент. При этом учитывали тот факт, что корректное выделение экспонент возможно в случае существенного различия времен релаксации. В частности, для ремня с металлокордом при  $2S_0 = 24$  Н/мм выражение (1) получено в виде

$$2S_0(t) = 19,5e^{-\frac{t}{3,3} \cdot 10^8} + 4,3e^{-\frac{t}{1,06} \cdot 10^6} + 0,2e^{-\frac{t}{2} \cdot 10^4}, \text{ Н/мм}$$

Значения параметров  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  (Н/мм) и  $\tau_1, \tau_2, \tau_3$  (с) для ремней с различным типом корда [2]. Их анализ показывает, что наибольшая эксплуатационная стабильность величины  $2S_0$  характерна для ремней с металлокордом. Для ремней со стеклокордом и нитью СП величина натяжения уменьшается во времени в 1,2—1,6 и 7—9 раз интенсивнее. Так, при  $2S_0 = 24$  Н/мм для ремней с металлокордом, стеклокордом и нитью СП в момент времени  $t = 7,26 \cdot 10^6$  с (~84 сут) величина натяжения составляет 19,080; 17,70 и 15.193 Н/мм соответственно.

Следовательно, ремни с металлокордом можно рекомендовать для передач с длительным сроком эксплуатации. Ремни со стеклокордом и в особенности с нитью СП предпочтительно использовать в относительно недолговечных приводах. В противном случае конструкция привода с такими ремнями должна предусматривать возможность регулировки величины предварительного натяжения. Установлено также, что реологические константы ремня зависят от величины начального натяжения. Чем больше  $2S_0$ , тем быстрее релаксирует материал ремня.

В связи с изложенным можно рекомендовать следующую методику установки начального натяжения  $2S_0$  в действующих передачах. Учитывая характер кривой релаксации материала ремня, новые ремни предпочтительно устанавливать с начальным натяжением  $2S_0$ , величина которого на 12—15% больше оптимального. В этом случае в интервале 250—2000 ч эксплуатация будет происходить при натяжении 0,95—1,05 от оптимального. Таким образом, основную часть своего срока службы зубчатый ремень будет эксплуатироваться при благоприятных значениях натяжения, что позволит реализовать его максимальную долговечность.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Пронин Б.А. Клиноременные и фрикционные передачи и вариаторы. М, 1980.2. Скойбеда А. Т., Никончук А. Н., Бондаренко А.Г. // Весці АНБССР, Сер. фіз.-тэхн. навук. 1988. № 2. с. 79-82. 3. Гольберг И.И. Механическое поведение полимерных материалов. М. 1970. 4. Никончук А.Н., Скойбеда А.Т., Шпилевский В.И., Бондаренко А.Г. // Весці АНБССР, Сер. фіз.-тэхн. навук. 1991. № 2., с. 98—102.

## ЭКСПЕРТНЫЕ ОЦЕНКИ МОДЕЛИ ВЫБОРА

*Белорусский национальный технический университет**Минск, Беларусь*

*Вводится формальная модель комплексной задачи процесса оценки качества или оценки ожидаемой полезности и функциональности детали-узла и описывается функцией предпочтений. Функция предпочтений находится путем аппроксимации, по результатам экспертного оценивания (эксперимента).*

Сущность метода экспертных оценок заключается в том, что в основу математической модели закладывается субъективное мнение специалиста или коллектива специалистов, основанное на практическом опыте. Для формализации модели субъективного измерения введем функцию предпочтения. Под функцией предпочтения будем понимать функцию, которая является моделью некоторой системы и имеет вид:

$$U = f(x_1, x_2, \dots, x_n), \quad (1)$$

где  $U$  – значения функции, которые находят на основании экспертных оценок,  $x_i$  – факторы, которые учитывает эксперт при оценке значения функции.

Данное определение охватывает широкий круг задач: 1. комплексной оценки качества или прочности изделия; 2. Оценки ожидаемой полезности и функциональности изделия.

При построении функции ожидаемой полезности – вероятность и выигрыш необходимо рассматривать как факторы и использовать общую модель (1).

Целью данной работы является нахождения функции предпочтений, путем аппроксимации функции, зависящей от некоторых аргументов (факторов) по результатам экспертного оценивания (эксперимента).

Мы должны выбрать метод измерения функции предпочтений в точках некоторого плана эксперимента и метод аппроксимации функции.

Среди методов измерения мы отдаем предпочтение методу парных сравнений Дэвида Г., как наиболее простому и обоснованному. Метод парных сравнений – метод косвенного определения функции предпочтений.

Определив значения функции предпочтений в отдельных точках по результатам косвенных измерений, переходим к задаче аппроксимации функции. Подчеркнем, что все результаты измерений функции предпочтений, независимо от способа измерений, получены в интервальной шкале.

Аппроксимация функции может быть выполнена разными способами. Часто используется параметрический подход, заключающийся в предположении, что функция отклика имеет некоторый вид. Задание параметрической модели ограничивает возможности анализа сложных ситуаций. Непараметрический подход более гибок. Одним из простейших непараметрических методов являются ядерные оценки плотности Розенблата – Парзена (как следствие, оценки типа Надарая—Ватсона). Этот метод прост в применении, но требует большого количества измерений и не обеспечивает возможность интерполяции функции.

Задача, получения ядерных оценок непараметрического типа, может быть решена методом сингулярного вейвлета, который лишен указанных недостатков [1].

С точностью до линейного преобразования [2] функция предпочтительности соответствует конкретной измерительной шкале. Функцию предпочтений будем находить с использованием различных измерительных баз.

Пусть 
$$U^i - U^j = hr^{ij} \quad (2)$$

где  $r^{ij}$  – определяется на основании оцифровки ответов эксперта, согласно выбранному методу оценивания;  $i, j \in \{1, 2, \dots, M\}$ .  $M$  – натуральное число,  $h$  – некоторая неизвестная шкалирующая константа. По результатам парных сравнений должен быть найден вектор предпочтений  $U = (U^1, U^2, \dots, U^M)$ .

Ранг матрицы системы (2) равен  $M-1$ . Выбрав базисный минор матрицы системы (2), получим некоторый план эксперимента. Выполнив эксперимент, получим вектор предпочтений, с точностью до произвольного линейного преобразования. Это означает, что координаты вектора предпочтения мы измеряем в интервальной шкале. Для нахождения  $U^1, U^2, \dots, U^M, \dots$ , можно рассматривать два различных плана эксперимента, отличающиеся базисными минорами. Первый будем называть планом А, второй - планом В. В итоге мы получаем два вектора оценок, с различными константами  $h$ . Относительно полученных оценок  $(U_A^i, U_B^i)$ ,  $i = 1, 2, \dots, M$ , полагаем, что  $U_A^i = w_1 + w_2 U_B^i + \varepsilon_i$ , где  $i = 1, 2, \dots, M$ ;  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_M$  - независимые одинаково распределенные случайные величины, а  $w_1, w_2$  - константы.

Оценки вектора предпочтений, с различным базированием, будем называть альтернативными предпочтениями. Все результаты измерений, независимо от способа, получены в интервальной шкале. Статистическое совпадение альтернативных предпочтений, считаем основанием для подтверждения существования инвариантных субъективных предпочтений.

Оценки предпочтений устойчивы, если альтернативные предпочтения связаны статистически значимой адекватной возрастающей линейной зависимостью.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Романчук, В. М. Метод сингулярных вейвлетов в задачах экспертного оценивания сводного показателя качества. Материалы междунар. науч.- техн. конф.- Минск: БНТУ, 2009. - с.128.
2. Романчук В.М., Серенков П.С., Василенок В.Д. Аппроксимация субъективной модели. Сб. трудов VI междунар. науч.-практ. конф. "УСТОЙЧИВОЕ РАЗВИТИЕ ЭКОНОМИКИ: СОСТОЯНИЕ, ПРОБЛЕМЫ, ПЕРСПЕКТИВЫ", Ч. II, ПГУ РБ, 2012.- стр. 225-226.

УДК 621.85.052

Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н.

### ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ ОПОРНЫХ БАШМАКОВ НА ДИНАМИКУ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Проведен анализ влияния формы профиля опорных башмаков на динамические характеристики колесно-шагающего движителя.*

Проведенный в работе [1] анализ кинематики колесно-шагающего движителя показал, что круглый профиль опорного башмака имеет ряд недостатков. Даже при устоявшемся движении, на транспортное средство действуют периодически повторяющиеся ускорения, что негативно влияет на динамику колесно-шагающего движителя. Поэтому возникла потребность в нахождении такой формы наружной поверхности башмака, отличной от круглого профиля, которая смогла бы улучшить кинематику и динамику движения. Применяв методику анализа плоских кривых, изложенную в работах [2, 3], получили зависимости для вычисления кинематических характеристик движителя. Эти характеристики выражаются функциями  $Y_1(\varphi)$  и  $Y_2(\varphi)$ , которые в итоге задают геометрическую форму опорных башмаков.

Согласно методике можно вычислить координаты  $X$  и  $Y$  точек профиля башмака. Координаты профиля также можно выразить через радиус-вектор  $\rho$  и угол его поворота  $\alpha$ , который отсчитывается от оси симметрии башмака. Эти величины следует найти по формулам:

$$\begin{cases} X = Y_2 \cdot \sin \varphi; \\ Y = Y_1 + Y_2 \cdot \cos \varphi. \end{cases} \quad (1)$$

$$\alpha = \arctg(X/Y); \quad (2) (3)$$



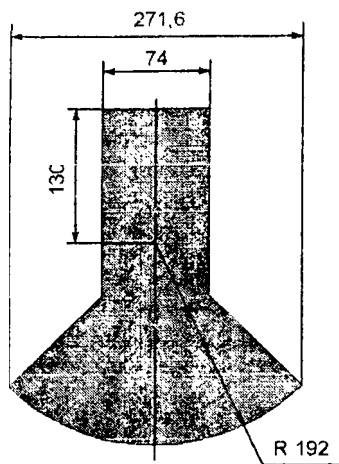


Рис. 1 – Схема опорного башмака круглого профиля

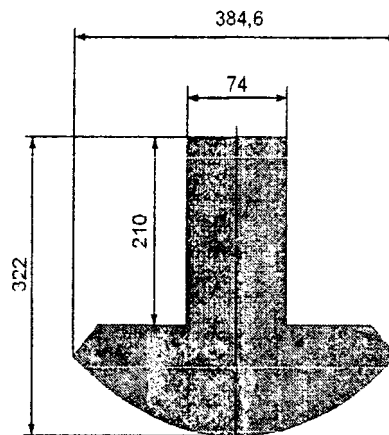


Рис. 2 – Схема опорного башмака некруглого профиля

У изготовленного опытного образца колесно-шагающего движителя величины  $Y_1 = 0,13 \text{ м} = const$ ,  $Y_2 = 0,192 \text{ м} = const$ . Вычисленные по формулам (1-3) характеристики приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Геометрические параметры существующего профиля башмака

φ, градусы	X, м	Y, м	Угол поворота α, градусы	Радиус-вектор ρ, м
-45	-0,1358	0,2658	-27,06	0,2984
-30	-0,0960	0,2963	-17,95	0,3114
-15	-0,0497	0,3155	-8,95	0,3193
0	0,0000	0,3220	0,00	0,3220
15	0,0497	0,3155	8,95	0,3193
30	0,0960	0,2963	17,95	0,3114
45	0,1358	0,2658	27,06	0,2984

Ниже приведена (рис. 1) схема существующего опорного башмака.

Улучшить характеристики движителя можно с помощью рационального некруглого профиля башмака при значениях функций, согласно [3]:

$$Y_1 = 4 \cdot b \cdot \cos \varphi - a; \quad (4)$$

$$Y_2 = a - 2 \cdot b \cdot (1 + \cos^2 \varphi) + c. \quad (5)$$

Ниже приведена (рис. 2) схема опорного башмака рационального некруглого профиля, устраняющего вертикальные колебания центральной оси ступицы движителя.

Выполним расчеты по формулам (1-5) для расстояния между осями ступицы и кривошипа  $a = 0,1 \text{ м}$ , длины кривошипа  $b = 0,05 \text{ м}$ , длины стойки башмака  $c = 0,322 \text{ м}$  и сведем полученные результаты в таблицу 2.

Таблица 2 – Геометрические параметры рационального профиля башмака

φ, градусы	X, м	Y, м	Угол поворота α, градусы	Радиус-вектор ρ, м
-45	-0,1923	0,2338	-39,45	0,3027
-30	-0,1235	0,2871	-23,27	0,3125
-15	-0,0592	0,3141	-10,67	0,3196
0	0,0000	0,3220	0,00	0,3220
15	0,0592	0,3141	10,67	0,3196
30	0,1235	0,2871	23,27	0,3125
45	0,1923	0,2338	39,45	0,3027

Сравним динамические характеристики движителя для двух вариантов опорных башмаков на примере такого параметра, как величина момента сопротивления вращению кривошипа. Для прочностных расчетов важно знать величины моментов сопротивления для каждого кривошипа в отдельности (рис. 3).

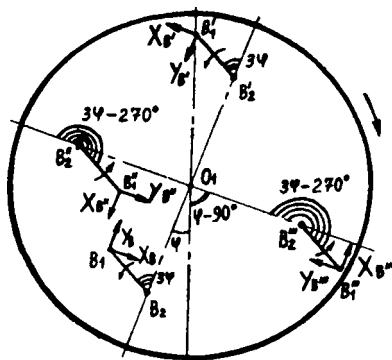


Рис.3 – Схема действия сил сопротивления на ступицу и кривошипы

Для кривошипа  $B$  :

$$\begin{aligned}
 M_{C.B} &= b \cdot (X_B \cdot \cos 3\varphi + Y_B \cdot \sin 3\varphi) = \\
 &= b \cdot \left( \frac{M_{B_1}}{2 \cdot a} + F_C \cdot \cos \varphi + \left( G_B \cdot \left( 1 - \frac{L_B}{2 \cdot a} \right) + \frac{G_H}{2} - G \right) \cdot \sin \varphi \right) \cdot \cos 3\varphi + \\
 &\quad + b \cdot ((G - G_B) \cdot \cos \varphi + F_C \cdot \sin \varphi) \cdot \sin 3\varphi
 \end{aligned} \tag{6}$$

Для кривошипа  $B'$  :

$$\begin{aligned}
 M_{C.B'} &= -b \cdot (X_{B'} \cdot \cos 3\varphi + Y_{B'} \cdot \sin 3\varphi) = \\
 &= -b \cdot \left( \frac{M_{B_1}}{2 \cdot a} - \left( G_B \cdot \left( 1 + \frac{L_B}{2 \cdot a} \right) + \frac{G_H}{2} \right) \cdot \sin \varphi \right) \cdot \cos 3\varphi - \\
 &\quad - b \cdot (G_H + G_B) \cdot \cos \varphi \cdot \sin 3\varphi
 \end{aligned} \tag{7}$$

Для кривошипа  $B''$  :

$$\begin{aligned}
 M_{C.B''} &= -b \cdot (X_{B''} \cdot \cos(3\varphi - 270^\circ) + Y_{B''} \cdot \sin(3\varphi - 270^\circ)) = \\
 &= b \cdot \left( \frac{G_H}{2} + G_B \right) \cdot \sin(\varphi - 90^\circ) \cdot \cos(3\varphi - 270^\circ) - \\
 &\quad - b \cdot (G_H + G_B) \cdot \cos(\varphi - 90^\circ) \cdot \sin(3\varphi - 270^\circ)
 \end{aligned} \tag{8}$$

Для кривошипа  $B'''$  :

$$\begin{aligned}
 M_{C.B'''} &= b \cdot (X_{B'''} \cdot \cos(3\varphi - 270^\circ) + Y_{B'''} \cdot \sin(3\varphi - 270^\circ)) = \\
 &= b \cdot \left( \frac{G_H}{2} + G_B \right) \cdot \sin(\varphi - 90^\circ) \cdot \cos(3\varphi - 270^\circ) - \\
 &\quad - b \cdot G_B \cdot \cos(\varphi - 90^\circ) \cdot \cos(3\varphi - 270^\circ)
 \end{aligned} \tag{9}$$

Величина реактивного момента:

$$M_{B_1} = M_K - (G \cdot Y_1 - G_B \cdot L_B) \cdot \sin \varphi + F_C \cdot (Y_1 \cdot \cos \varphi + Y_2) . \tag{10}$$

Где: момент трения качения  $M_K = G \cdot \psi \cdot (Y_2 - (dY_1/d\varphi) \cdot \sin \varphi)$ ; сила сопротивления скольжению  $F_C \leq G \cdot f$ , равная по величине силе полезного сопротивления перемещаемого груза; реакция опорной

поверхности  $G$ , равная силе тяжести движителя. Силу тяжести ноги делим на три составляющие: две составляющие башмаков  $G_B$  и составляющую ноги между отверстиями для крепления кривошипов  $G_H$ .

Исходные данные для расчета динамики движителя согласно формулам (6-10): Расстояние от оси кривошипа на ноге до центра масс башмака  $L_B = 0,25$  м; коэффициент сопротивления качению  $\psi = 0,05$ ; реакция опоры на один движитель  $G = 750$  Н; вес средней части ноги движителя  $G_H = 50$  Н; вес башмака ноги движителя  $G_B = 75$  Н; сила полезного сопротивления перемещаемого груза на один движитель  $F_C = 300$  Н.

Таблица 3 – Нагрузки на кривошипы движителя с круглыми башмаками

Угол поворота ступицы, градусы	Момент сопротивления вращению $M_{C.B}$ , Н·м	Момент сопротивления вращению $M_{C.B'}$ , Н·м	Момент сопротивления вращению $M_{C.B''}$ , Н·м	Момент сопротивления вращению $M_{C.B'''}$ , Н·м
-45,0	-61,64	34,14	-5,63	-4,38
-40,0	-49,90	25,42	-5,33	-4,52
-35,0	-36,28	15,57	-4,88	-4,51
-30,0	-21,73	5,41	-4,33	-4,33
-25,0	-7,20	-4,22	-3,69	-3,97
-20,0	6,43	-12,62	-3,00	-3,43
-15,0	18,46	-19,22	-2,27	-2,73
-10,0	28,37	-23,69	-1,52	-1,90
-5,0	35,89	-25,89	-0,76	-0,97
0,0	40,95	-25,95	0,00	0,00
5,0	43,72	-24,17	0,76	0,97
10,0	44,51	-21,01	1,52	1,90
15,0	43,75	-17,01	2,27	2,73
20,0	41,91	-12,74	3,00	3,43
25,0	39,45	-8,74	3,69	3,97
30,0	36,73	-5,41	4,33	4,33
35,0	34,02	-3,05	4,88	4,51
40,0	31,44	-1,75	5,33	4,52
45,0	28,98	-1,48	5,63	4,38

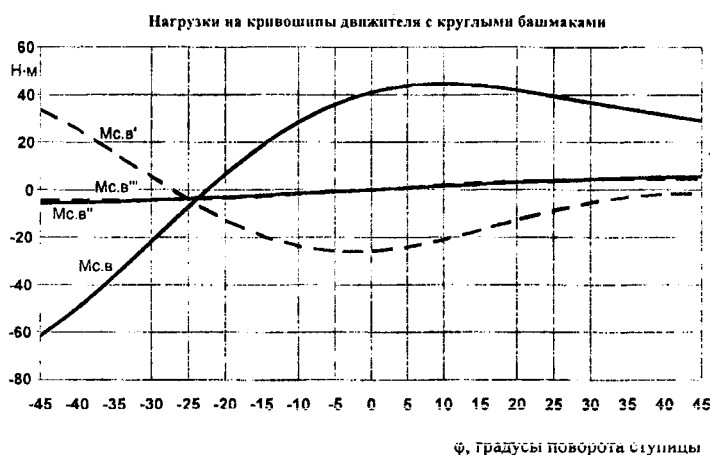


Рис. 4 – Моменты сопротивления вращению кривошипам движителя с круглыми башмаками

Таблица 4 – Нагрузки на кривошипы движителя с рациональными башмаками

Угол поворота ступицы, градусы	Момент сопротивления вращению $M_{C.B}$ , Н·м	Момент сопротивления вращению $M_{C.B'}$ , Н·м	Момент сопротивления вращению $M_{C.B''}$ , Н·м	Момент сопротивления вращению $M_{C.B'''}$ , Н·м
1.	2.	3.	4.	5.
-45,0	-55,45	27,95	-5,63	-4,38

Окончание таблицы 4				
1.	2.	3.	4.	5.
-40,0	-46,46	21,98	-5,33	-4,52
-35,0	-34,92	14,21	-4,88	-4,51
-30,0	-21,73	5,41	-4,33	-4,33
-25,0	-7,93	-3,50	-3,69	-3,97
-20,0	5,47	-11,66	-3,00	-3,43
-15,0	17,59	-18,35	-2,27	-2,73
-10,0	27,79	-23,10	-1,52	-1,90
-5,0	35,70	-25,71	-0,76	-0,97
0,0	41,23	-26,23	0,00	0,00
5,0	44,50	-24,95	0,76	0,97
10,0	45,79	-22,28	1,52	1,90
15,0	45,40	-18,66	2,27	2,73
20,0	43,65	-14,48	3,00	3,43
25,0	40,72	-10,01	3,69	3,97
30,0	36,73	-5,41	4,33	4,33
35,0	31,70	-0,72	4,88	4,51
40,0	25,62	4,06	5,33	4,52
45,0	18,56	8,94	5,63	4,38

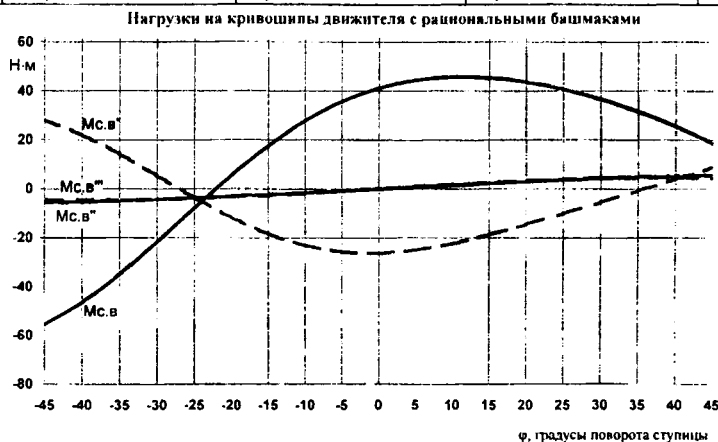


Рис.5 – Моменты сопротивления кривошипам двигателя с рациональными башмаками

Анализируя результаты расчетов, можно сделать вывод, что наибольшие колебания значений моментов сопротивления, вызывающих нагрузки на кривошпы, характерны для существующего варианта опорных башмаков. Профиль башмака, заданный формулами (4-5), в целом значительно уменьшает скачки значений моментов сопротивления при смене опорных башмаков.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Скойбеда А.Т., Жуковец В.Н., Сонич О.А. Кинематика колесно-шагающего движителя при опоре на башмаки круглого профиля./Современные методы проектирования машин: Республиканский межведомственный сборник научных трудов. Вып.2. В 7 томах. – Т. 3. Проектирование приводов машин / Под общ. ред. П.А. Витязя. – Минск, 2004. – с. 102–106. 2. Жуковец В.Н. Профиль плоского кулачка в виде замкнутой кривой, описанной системой уравнений в параметрическом виде.//Вестн НАН Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. 2006. № 1. – с. 76–86. 3. Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н. Колесно-шагающий движитель и его динамические преимущества по сравнению с колесом / Механика-2011: сб. науч. тр. V Белорусского конгресса по теорет. и прикладной механике, Минск, 26 – 28 окт. 2011 г.: в 2 т. – Минск, 2011. – Том 1. – Стр. 138-144.

Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н.

## ПРИМЕНЕНИЕ НЕКРУГЛЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ПРИВОДЕ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

*Изложена методика расчета начальной линии некруглых зубчатых колес в приводе колесно-шагающего движителя с целью улучшения кинематики и динамики его движения.*

Существующий образец колесно-шагающего движителя (рис. 1) отличается преимуществами в тяге и проходимости по сравнению с обычным колесом. Вместе с тем, проведенное исследование кинематики колесно-шагающего движителя (КШД) показало [1], что круглый профиль опорного башмака имеет ряд недостатков. Для данного движителя, даже при устоявшемся движении, характерны значительные величины ускорений по горизонтальным и вертикальным осям, изменения которых носит циклический характер. Для нахождения профиля наружной поверхности башмака, позволяющего улучшить кинематику движителя, применяется методика анализа плоских кривых, изложенная в работах [2, 3].

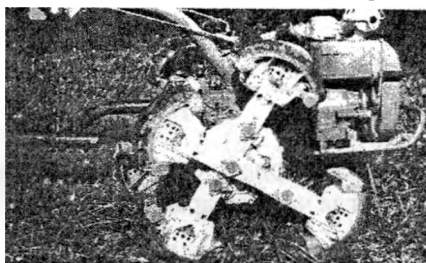


Рис. 1 - Колесно-шагающий движитель

Основная суть методики заключается в следующем. Профиль наружной поверхности опорного башмака описывается двумя радиус-векторами, являющимися функциями от угла  $\varphi$  поворота ступицы. Радиус-вектор  $Y_1$  начинается в точке  $B_1$  соединения стойки ноги с кривошипом, направлен вдоль стойки ноги в сторону наружной поверхности башмака. Не доходя до наружной поверхности, радиус-вектор  $Y_1$  дает начало в своей конечной точке  $C$  новому радиус-вектору  $Y_2$ , который заканчивается в точке  $K_1$  на наружной поверхности башмака. Своей конечной точкой  $K_1$  радиус-вектор  $Y_2$  обеспечивает контакт наружной поверхности башмака с опорной поверхностью. Радиус-вектор  $Y_2$  всегда перпендикулярен к опорной поверхности, находится на нормали к наружной поверхности башмака, образуя с осью стойки ноги угол  $\varphi$ , равный углу поворота ступицы. Расстояние между осями ступицы и кривошипа обозначается  $a$ , длина кривошипа  $b$ , длина стойки башмака  $c$ .

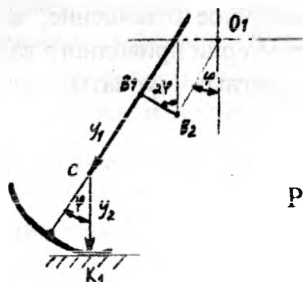


Рис. 2 – Описание профиля башмака колесно-шагающего движителя

После преобразований были получены функции:

$$Y_1 = 4 \cdot b \cdot \cos \varphi - a; \quad (1)$$

$$Y_2 = a - 2 \cdot b \cdot (1 + \cos^2 \varphi) + c. \quad (2)$$

Вертикальное положение оси ступицы движителя:

$$Y_{01} = (a + Y_1) \cdot \cos \varphi - b \cdot \cos 2\varphi + Y_2. \quad (3)$$

Аналог скорости движителя по горизонтали:

$$\frac{dX_{01}}{d\varphi} = (a + Y_1) \cdot \cos \varphi + 2 \cdot b \cdot \cos 2\varphi + Y_2. \quad (4)$$

Для функций (1, 2) получаем:

$$Y_{01} = a - b + c = \text{const}; \quad (5)$$

$$\frac{dX_{01}}{d\varphi} = a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi. \quad (6)$$

Таким образом, применение профиля опорных башмаков, описанного формулами (1-2), позволяет практически полностью устранить вертикальные колебания оси движителя. С другой стороны, за счет рационального профиля опорных башмаков улучшить кинематику КШД по горизонтальной оси можно лишь частично. Поэтому, для обеспечения постоянной скорости перемещения КШД и улучшения его динамических характеристик, зубчатое зацепление между шестерней приводного вала и колесом водила должно обеспечивать следующее переменное передаточное отношение:

$$\frac{\omega}{\omega_H} = \frac{i \cdot \left( \frac{dX_{01}}{d\varphi} \right)}{Y_{01}}. \quad (7)$$

Здесь принято допущение, что рассматривается установившееся движение КШД, когда частота вращения приводного вала  $\omega = \text{const}$ . Тогда частота вращения водила:

$$\omega_H = \frac{\omega \cdot Y_{01}}{i \cdot \left( \frac{dX_{01}}{d\varphi} \right)}.$$

Так как вращение водила обеспечивает поступательное перемещение КШД, скорость транспортного средства с КШД для установившегося режима будет равна:

$$v = \omega_H \cdot \left( \frac{dX_{01}}{d\varphi} \right) = \frac{\omega \cdot Y_{01}}{i}.$$

Для значений угловой скорости  $\omega = \text{const}$ , вертикальной координаты оси ступицы  $Y_{01} = a - b + c = \text{const}$ , коэффициента передаточного отношения  $i = \text{const}$ , получим линейную скорость перемещения  $v = \text{const}$ . В рассматриваемом зубчатом зацеплении существующего образца КШД используются круглые колеса с величиной  $i = 4$ . Для зацепления некруглых колес величина коэффициента передаточного отношения  $i$  будет определена несколько позднее. При этом в проектируемой передаче, несмотря на переменное передаточное отношение, за один полный оборот колеса водила будут совершаться четыре полных оборота шестерни приводного вала.

Уравнения начальных линий проектируемых некруглых зубчатых колес определяются из следующих условий:

$$\frac{\omega}{\omega_H} = \frac{r_H}{r}; \quad (8)$$

$$r + r_H = L = \text{const}. \quad (9)$$

Следовательно, преобразуя уравнение (8) с учетом (5-7), получаем:

$$\frac{r_H}{r} = i \cdot \left( \frac{dX_{01}}{d\varphi} \right) / Y_{01};$$

$$\frac{r_H}{r} = \frac{i \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}{(a - b + c)}.$$

С учетом выражения (9) получим:

$$r_H = \frac{L \cdot i \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}{(a - b + c) + i \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}; \quad (10)$$

$$r = \frac{L \cdot (a - b + c)}{(a - b + c) + i \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi)}. \quad (11)$$

Здесь обобщенной координатой является угол поворота  $\varphi$  колеса водила, связанный с углом поворота  $\theta$  шестерни приводного вала соотношением  $4 \cdot \varphi = \theta$ . Тогда формулу (11) можно представить в виде:

$$r = \frac{L \cdot (a - b + c)}{(a - b + c) + i \cdot \left( a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos \frac{\theta}{2} \right)}. \quad (12)$$

Найдем производные:

$$\frac{dr_H}{d\varphi} = \frac{-6 \cdot L \cdot i \cdot b \cdot (a - b + c) \cdot \sin 2\varphi}{\left( (a - b + c) + i \cdot (a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi) \right)^2}; \quad (13)$$

$$\frac{dr}{d\theta} = \frac{\frac{3}{2} \cdot L \cdot i \cdot b \cdot (a - b + c) \cdot \sin \frac{\theta}{2}}{\left( (a - b + c) + i \cdot \left( a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos \frac{\theta}{2} \right) \right)^2}. \quad (14)$$

Для определения коэффициента передаточного отношения  $i = const$ , следует использовать равенство двух криволинейных интегралов [4]:

$$\int_{-\pi/4}^{\pi/4} \sqrt{(r_H)^2 + \left( \frac{dr_H}{d\varphi} \right)^2} d\varphi = \int_{-\pi}^{\pi} \sqrt{(r)^2 + \left( \frac{dr}{d\theta} \right)^2} d\theta. \quad (15)$$

После подстановки в (15) формул (10, 12, 13, 14) получаются очень громоздкие выражения. Вычисление значений данных интегралов в аналитическом виде весьма затруднительно, поэтому следует использовать численный метод нахождения значений определенных интегралов. Здесь применялся метод трапеций с шагами вычислений  $\Delta\varphi = 0,1^\circ$ ,  $\Delta\theta = 0,4^\circ$ . Значение коэффициента передаточного отношения  $i$  находилось методом последовательного приближения и первоначально задавалось как  $i = 4$ .

При расчетах использовались исходные данные: расстояние между осями вращения колеса и шестерни  $L = 75$  мм, расстояние между осями ступицы и кривошипа  $a = 100$  мм, длина кривошипа  $b = 50$  мм, длина стойки башмака  $c = 322$  мм. В итоге выяснилось, что равенство интегралов (15) соблюдается при значении коэффициента передаточного отношения  $i = 3,207678$ . На основании этого показателя были проведены расчеты по формулам (10, 12) и получены геометрические характеристики начальных линий колеса водила и шестерни приводного вала, сведенные в таблицу 1.

**Таблица 1 – Геометрические параметры проектируемой зубчатой передачи**

Начальная линия колеса водила		Начальная линия шестерни приводного вала	
Угол $\varphi$ , градусы	Радиус $r_H$ , мм	Угол $\theta$ , градусы	Радиус $r$ , мм
1.	2.	3.	4.
-45	57,18	-180	17,82
-40	58,08	-160	16,92
-35	58,87	-140	16,13

Окончание таблицы 1			
1.	2.	3.	4.
-30	59,55	-120	15,45
-25	60,12	-100	14,88
-20	60,57	-80	14,43
-15	60,92	-60	14,08
-10	61,17	-40	13,83
-5	61,32	-20	13,68
0	61,37	0	13,63
5	61,32	20	13,68
10	61,17	40	13,83
15	60,92	60	14,08
20	60,57	80	14,43
25	60,12	100	14,88
30	59,55	120	15,45
35	58,87	140	16,13
40	58,08	160	16,92
45	57,18	180	17,82

Затем были построены графики начальных линий в полярных координатах.

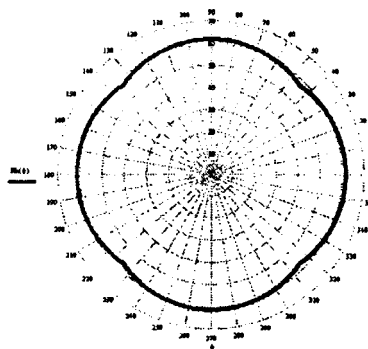


Рис. 3 – Начальная линия зубчатого венца водила

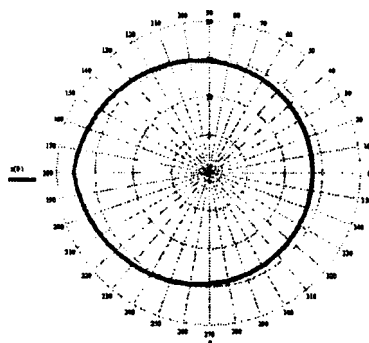


Рис. 4 – Начальная линия приводной шестерни



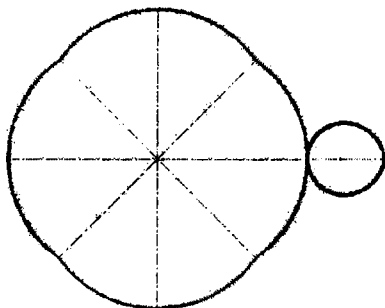


Рис. 5 – Начальные линии зубчатой передачи при положении  $\theta = 0^\circ$

Таким образом, используя начальные линии, в дальнейшем следует приступать к профилированию зубчатых венцов. Применение данной конструкции зубчатого зацепления в приводе движителя позволит значительно повысить равномерность движения, снизить динамические нагрузки на транспортное средство, сохраняя при этом все преимущества по тяговому усилию. Ожидаемым недостатком конструкции будет неравномерность распределения нагрузки на различные зубья. Поэтому в дальнейшем следует разработать комплекс мероприятий по упрочнению зубчатых венцов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Скойбеда А.Т., Жуковец В.Н., Сонич О.А. Кинематика колесно-шагающего движителя при опоре на башмаки круглого профиля./Современные методы проектирования машин: Республиканский межведомственный сборник научных трудов. Вып.2. В 7 томах. – Т. 3. Проектирование приводов машин / Под общ. ред. П.А. Витязя. – Минск, 2004. – с. 102–106.
2. Жуковец В.Н. Профиль плоского кулачка в виде замкнутой кривой, описанной системой уравнений в параметрическом виде.//Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2006. № 1. – с. 76–86.
3. Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н. Колесно-шагающий движитель и его динамические преимущества по сравнению с колесом / Механика-2011: сб. науч. тр. V Белорусского конгресса по теорет. и прикладной механике, Минск, 26 – 28 окт. 2011 г.: в 2 т. – Минск, 2011. – Том 1. – Стр. 138-144.
4. Воднев В.Т., Наумович А.Ф., Наумович Н.Ф. Основные математические формулы: Справочник. Под ред. Богданова Ю.С. – Мн.: Выш. шк. 1995. – 380 с.

УДК 621.85.052

Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н.

### УЛУЧШЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ДВИЖЕНИЯ КОЛЕСНО-ШАГАЮЩЕГО ДВИЖИТЕЛЯ ПРИ СМЕНЕ ОПОРНЫХ БАШМАКОВ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Представлен метод улучшения характеристик движения колесно-шагающего движителя при помощи резиновых гусениц.*

Созданный в БНТУ образец колесно-шагающего движителя имеет преимущества в тяге и проходимости по сравнению с обычным колесом. Вместе с тем, проведенный в работе [1] анализ кинематики колесно-шагающего движителя показал, что круглый профиль опорного башмака имеет ряд недостатков. Поэтому возникла потребность в нахождении такой формы наружной поверхности башмака, отличной от круглого профиля, которая смогла бы улучшить кинематику и динамику движения.

Воспользуемся приведенной в работах [2, 3] методикой.

На основании значений  $Y_1$ ,  $Y_2$  можно вычислить координаты  $X$  и  $Y$  точек профиля башмака (рис. 1). Координаты профиля можно выразить через радиус-вектор  $\rho$  и угол его поворота  $\alpha$ , который отсчитывается от оси симметрии башмака:

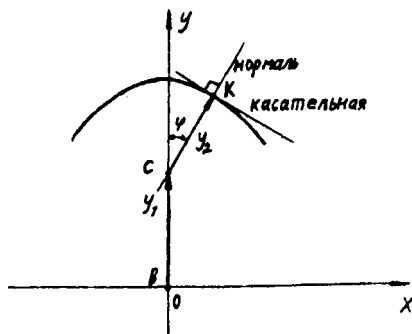


Рис. 1 – Схема расчета профиля башмака

$$\begin{cases} X = Y_2 \cdot \sin \varphi; \\ Y = Y_1 + Y_2 \cdot \cos \varphi. \end{cases} \quad (1)$$

$$\alpha = \arctg(X/Y); \quad (2)$$

$$\rho = \sqrt{X^2 + Y^2}. \quad (3)$$

Функции  $Y_1(\varphi)$  и  $Y_2(\varphi)$  связаны между собой зависимостью [2]:

$$\frac{dY_2}{d\varphi} = -\frac{dY_1}{d\varphi} \cdot \cos \varphi. \quad (4)$$

Применив методику анализа плоских кривых, изложенную в работах [2, 3], получили зависимости:

$$Y_1 = 4 \cdot b \cdot \cos \varphi - a; \quad (5)$$

$$Y_2 = a - 2 \cdot b \cdot (1 + \cos^2 \varphi) + c; \quad (6)$$

Используя их, получаем формулы кинематических характеристик [1].

Горизонтальное перемещение оси ступицы, начиная от момента вступления опорного башмака в контакт с поверхностью при угле  $\varphi = -45^\circ = -\pi/4$  радиан:

$$X_{01} = (a - b + c) \cdot \frac{\pi}{4} + \frac{3}{2} \cdot b + (a - b + c) \cdot \varphi + \frac{3}{2} \cdot b \cdot \sin 2\varphi. \quad (7)$$

Аналог скорости по горизонтали:

$$\frac{dX_{01}}{d\varphi} = a - b + c + 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi. \quad (8)$$

Аналог ускорения по горизонтали:

$$\frac{d^2 X_{01}}{d\varphi^2} = -6 \cdot b \cdot \sin 2\varphi. \quad (9)$$

Вертикальное перемещение оси ступицы составит:

$$Y_{01} = a - b + c = \text{const}. \quad (10)$$

Аналог скорости по вертикали:

$$\frac{dY_{01}}{d\varphi} = 0. \quad (11)$$

Аналог ускорения по вертикали:

$$\frac{d^2 Y_{01}}{d\varphi^2} = 0. \quad (12)$$

Таким образом, рациональный профиль опорного башмака, заданный формулами (5-6), в целом значительно улучшает кинематические характеристики колесно-шагающего движителя: устраняются вертикальные колебания оси ступицы, уменьшаются колебания аналога скорости перемещения движителя. Следует отметить, что к серьезным недостаткам колесно-шагающего движителя относятся значительные скачки значений моментов сопротивления вращению кривошипов при смене опорных башмаков. Применение рационального профиля опорного башмака вместо круглого позволяет снизить указанные скачки значений моментов сопротивления. Это приводит к снижению ударных нагрузок на кривошипы движителя, что улучшает динамические характеристики его работы. Ниже приведены значения момента сопротивления вращению одного кривошипа за полный оборот ступицы для двух вариантов опорных башмаков.

**Таблица 1 – Изменение момента сопротивления вращению кривошипа  $M_{С.В}$  за полный оборот ступицы**

Угол поворота ступицы, градусы	Величина $M_{С.В}$ при круглых башмаках, Н·м	Величина $M_{С.В}$ при рациональных башмаках, Н·м	Угол поворота ступицы, градусы	Величина $M_{С.В}$ при круглых башмаках, Н·м	Величина $M_{С.В}$ при рациональных башмаках, Н·м
1.	2.	3.	4.	5.	6.
-45,0	-61,64	-55,45	135,0	34,14	27,95
-40,0	-49,90	-46,46	140,0	25,42	21,98
-35,0	-36,28	-34,92	145,0	15,57	14,21
-30,0	-21,73	-21,73	150,0	5,41	5,41
-25,0	-7,20	-7,93	155,0	-4,22	-3,50
-20,0	6,43	5,47	160,0	-12,62	-11,66
-15,0	18,46	17,59	165,0	-19,22	-18,35
-10,0	28,37	27,79	170,0	-23,69	-23,10
-5,0	35,89	35,70	175,0	-25,89	-25,71
0,0	40,95	41,23	180,0	-25,95	-26,23
5,0	43,72	44,50	185,0	-24,17	-24,95
10,0	44,51	45,79	190,0	-21,01	-22,28
15,0	43,75	45,40	195,0	-17,01	-18,66
20,0	41,91	43,65	200,0	-12,74	-14,48
25,0	39,45	40,72	205,0	-8,74	-10,01
30,0	36,73	36,73	210,0	-5,41	-5,41
35,0	34,02	31,70	215,0	-3,05	-0,72
40,0	31,44	25,62	220,0	-1,75	4,06
45,0	28,98	18,56	225,0	-1,48	8,94
45,0	-5,63	-5,63	225,0	-4,38	-4,38
50,0	-5,33	-5,33	230,0	-4,52	-4,52
55,0	-4,88	-4,88	235,0	-4,51	-4,51
60,0	-4,33	-4,33	240,0	-4,33	-4,33
65,0	-3,69	-3,69	245,0	-3,97	-3,97
70,0	-3,00	-3,00	250,0	-3,43	-3,43
75,0	-2,27	-2,27	255,0	-2,73	-2,73
80,0	-1,52	-1,52	260,0	-1,90	-1,90
85,0	-0,76	-0,76	265,0	-0,97	-0,97
90,0	0,00	0,00	270,0	0,00	0,00
95,0	0,76	0,76	275,0	0,97	0,97
100,0	1,52	1,52	280,0	1,90	1,90
105,0	2,27	2,27	285,0	2,73	2,73
110,0	3,00	3,00	290,0	3,43	3,43
115,0	3,69	3,69	295,0	3,97	3,97
120,0	4,33	4,33	300,0	4,33	4,33

Окончание таблицы 1					
1.	2.	3.	4.	5.	6.
125,0	4,88	4,88	305,0	4,51	4,51
130,0	5,33	5,33	310,0	4,52	4,52
135,0	5,63	5,63	315,0	4,38	4,38

Когда момент сопротивления препятствует вращению кривошипа в заданном направлении, он принимает в таблице 1 положительные значения.

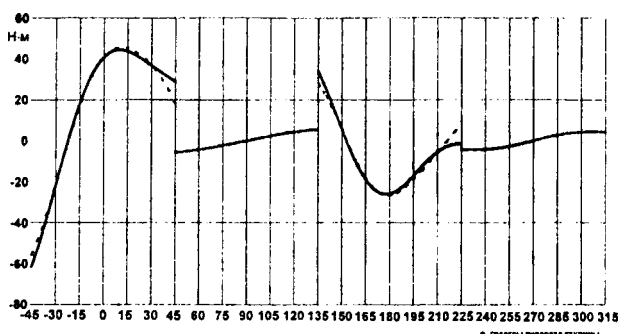


Рис. 2 – Момент сопротивления вращению кривошипа

- Момент сопротивления  $M_{C,B}$  при опоре движителя на круглые башмаки;
- Момент сопротивления  $M_{C,B}$  при опоре движителя на рациональные башмаки.

Одним из способов улучшения характеристик движения является применение резиногусеничных гусениц, которые должны огибать сплошной лентой вокруг всех четырех башмаков каждый колесношагающий движитель транспортного средства. Резиногусеничные гусеницы являются сплошными резиновыми лентами в форме кольца, усиленные основой из корда или троса. Гусеницы можно изготавливать в виде ленты, которую затем соединяют в кольцо, либо сразу формировать в виде монолитного кольца. Чтобы вычислить длину одной гусеницы, определим величину промежутка между ближайшими друг к другу крайними точками соседних башмаков. Начало координат поместим на оси ступицы движителя. Башмак, который раньше вступает в контакт с опорной поверхностью, обозначается индексом 1, следующий за ним – индексом 2.

Итак, для башмаков рационального некруглого профиля получаем:

$$X_1 = -2\sqrt{2} \cdot b \cdot \sin \varphi - b \cdot \sin 2\varphi - (a - 3 \cdot b + c) \cdot \sin(\varphi - 45^\circ);$$

$$Y_1 = -2\sqrt{2} \cdot b \cdot \cos \varphi + b \cdot \cos 2\varphi - (a - 3 \cdot b + c) \cdot \cos(\varphi - 45^\circ);$$

$$X_2 = -2\sqrt{2} \cdot b \cdot \sin(\varphi - 90^\circ) - b \cdot \sin(2\varphi - 180^\circ) - (a - 3 \cdot b + c) \cdot \sin((\varphi - 90^\circ) + 45^\circ);$$

$$Y_2 = -2\sqrt{2} \cdot b \cdot \cos(\varphi - 90^\circ) + b \cdot \cos(2\varphi - 180^\circ) - (a - 3 \cdot b + c) \cdot \cos((\varphi - 90^\circ) + 45^\circ).$$

После тригонометрических преобразований получим:

$$X_2 = 2\sqrt{2} \cdot b \cdot \cos \varphi + b \cdot \sin 2\varphi - (a - 3 \cdot b + c) \cdot \sin(\varphi - 45^\circ);$$

$$Y_2 = -2\sqrt{2} \cdot b \cdot \sin \varphi - b \cdot \cos 2\varphi - (a - 3 \cdot b + c) \cdot \cos(\varphi - 45^\circ).$$

Следовательно:

$$\Delta X = X_2 - X_1 = 2\sqrt{2} \cdot b \cdot (\cos \varphi + \sin \varphi) + 2 \cdot b \cdot \sin 2\varphi;$$

$$\Delta Y = Y_2 - Y_1 = 2\sqrt{2} \cdot b \cdot (\cos \varphi - \sin \varphi) - 2 \cdot b \cdot \cos 2\varphi;$$

$$\Delta L = \sqrt{\Delta X^2 + \Delta Y^2} = b \cdot \sqrt{20 + 8\sqrt{2} \cdot (\sin 3\varphi - \cos 3\varphi)}.$$

Каждый башмак опережает предыдущий на угол поворота ступицы в  $90^\circ$ , поэтому формулы для вычисления всех четырех промежутков между башмаками имеют вид:

$$\Delta L_1 = b \cdot \sqrt{20 + 8\sqrt{2} \cdot (\sin 3\varphi - \cos 3\varphi)}; \quad (13)$$

$$\Delta L_2 = b \cdot \sqrt{20 + 8\sqrt{2} \cdot (\sin 3(\varphi + 90^\circ) - \cos 3(\varphi + 90^\circ))}; \quad (14)$$

$$\Delta L_3 = b \cdot \sqrt{20 + 8\sqrt{2} \cdot (\sin 3(\varphi + 180^\circ) - \cos 3(\varphi + 180^\circ))}; \quad (15)$$

$$\Delta L_4 = b \cdot \sqrt{20 + 8\sqrt{2} \cdot (\sin 3(\varphi + 270^\circ) - \cos 3(\varphi + 270^\circ))}. \quad (16)$$

Длина опорного профиля башмака определяется криволинейным интегралом [4]:

$$L_{OP} = \int_{-\pi/4}^{\pi/4} \sqrt{X'^2 + Y'^2} \cdot d\varphi; \quad (17)$$

где в данном выражении, согласно (1):

$$X' = \frac{dX}{d\varphi} = \frac{dY_2}{d\varphi} \cdot \sin \varphi + Y_2 \cdot \cos \varphi; \quad Y' = \frac{dY_1}{d\varphi} = \frac{dY_2}{d\varphi} \cdot \cos \varphi - Y_2 \cdot \sin \varphi.$$

Используя выражение (4), после преобразований получим:

$$\sqrt{X'^2 + Y'^2} = Y_2 - \frac{dY_1}{d\varphi} \cdot \sin \varphi.$$

Таким образом:

$$L_{OP} = \int_{-\pi/4}^{\pi/4} \sqrt{X'^2 + Y'^2} \cdot d\varphi = \int_{-\pi/4}^{\pi/4} \left( Y_2 - \frac{dY_1}{d\varphi} \cdot \sin \varphi \right) \cdot d\varphi. \quad (18)$$

С учетом формул (5-6) получаем:

$$Y_2 - \frac{dY_1}{d\varphi} \cdot \sin \varphi = a + c - b - 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi. \quad (19)$$

После подстановки находим определенный интеграл:

$$L_{OP} = \int_{-\pi/4}^{\pi/4} (a + c - b - 3 \cdot b \cdot \cos 2\varphi) \cdot d\varphi = (a + c - b) \cdot \frac{\pi}{2} - 3 \cdot b.$$

Выполним расчеты при значениях расстояния между осями ступицы и кривошипа  $a = 100$  мм, длины кривошипа  $b = 50$  мм, длины стойки башмака  $c = 322$  мм. Итак, длина опорного профиля башмака:

$$L_{OP} = (a + c - b) \cdot \frac{\pi}{2} - 3 \cdot b = 434,34 \text{ мм}. \quad (20)$$

Периметр огибающего контура движителя:

$$L_{\Sigma} = \Delta L_1 + \Delta L_2 + \Delta L_3 + \Delta L_4 + 4 \cdot L_{OP}. \quad (21)$$

Выполним расчеты периметра огибающего контура в зависимости от угла поворота ступицы по формулам (13-16, 20-21) и сведем результаты в таблицу 2.

**Таблица 2 – Геометрические характеристики огибающего контура движителя**

φ, градусы	$\Delta L_1$ , мм	$\Delta L_2$ , м	$\Delta L_3$ , м	$\Delta L_4$ , мм	Периметр $L_{\Sigma}$ , мм
1.	2.	3.	4.	5.	6.
-45	223,61	300,00	223,61	100,00	2584,56
-40	199,12	297,72	245,67	106,60	2586,45
-35	173,21	290,93	264,58	123,93	2589,99

Окончание таблицы 2					
1.	2.	3.	4.	5.	6.
-30	147,36	279,79	279,79	147,36	2591,66
-25	123,93	264,58	290,93	173,21	2589,99
-20	106,60	245,67	297,72	199,12	2586,45
-15	100,00	223,61	300,00	223,61	2584,56
-10	106,60	199,12	297,72	245,67	2586,45
-5	123,93	173,21	290,93	264,58	2589,99
0	147,36	147,36	279,79	279,79	2591,66
5	173,21	123,93	264,58	290,93	2589,99
10	199,12	106,60	245,67	297,72	2586,45
15	223,61	100,00	223,61	300,00	2584,56
20	245,67	106,60	199,12	297,72	2586,45
25	264,58	123,93	173,21	290,93	2589,99
30	279,79	147,36	147,36	279,79	2591,66
35	290,93	173,21	123,93	264,58	2589,99
40	297,72	199,12	106,60	245,67	2586,45
45	300,00	223,61	100,00	223,61	2584,56

По расчетам, величина периметра огибающего контура, что в первом приближении задает длину гусеницы, лежит в пределах  $2584,56 \text{ мм} \leq L_{\Sigma} \leq 2591,66 \text{ мм}$ . Величины промежутков между башмаками лежат в пределах  $100 \text{ мм} \leq \Delta L_i \leq 300 \text{ мм}$ . Такие большие колебания значений промежутков снижают долговечность гусениц, так как они будут подвергаться дополнительным напряжениям от процессов растяжения, сжатия и изгиба. С другой стороны, применение резиновых гусениц повысит проходимость движителя по грунту с низкой несущей способностью.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Скойбеда А.Т., Жуковец В.Н., Сонич О.А. Кинематика колесно-шагающего движителя при опоре на башмаки круглого профиля./Современные методы проектирования машин: Республиканский межведомственный сборник научных трудов. Вып.2. В 7 томах. – Т. 3. Проектирование приводов машин / Под общ. ред. П.А. Витязя. – Минск, 2004. – с. 102–106. 2. Жуковец В.Н. Профиль плоского кулачка в виде замкнутой кривой, описанной системой уравнений в параметрическом виде.//Весті НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2006. № 1. – с. 76–86. 3. Скойбеда А.Т., Комяк И.М., Жуковец В.Н. Колесно-шагающий движитель и его динамические преимущества по сравнению с колесом / Механика-2011: сб. науч. тр. V Белорусского конгресса по теорет. и прикладной механике, Минск, 26 – 28 окт. 2011 г.: в 2 т. – Минск, 2011. – Том 1. – Стр. 138-144. 4. Воднев В.Т., Наумович А.Ф., Наумович Н.Ф. Основные математические формулы: Справочник. Под ред. Богданова Ю.С. – Мн.: Выш. шк. 1995. – 380 с.

# МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА

УДК 62.83

Дудяк А.И., Хвасько В.М.

## АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ РЕЖИМОВ ПРИ СИНТЕЗЕ ПОРОШКОВ АЛМАЗА

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В данной работе рассмотрены особенности процесса синтеза искусственных алмазных порошков, а также прямые и косвенные пути измерения температуры в реакционной ячейке аппарата высокого давления. Проанализированы различия температурных режимов синтеза кристаллов алмаза, обусловленные фиксированием во времени напряжения и мощности нагрева. Выявлена их непригодность к практическому применению.*

*Предложена теоретическая методика корректировки температуры в реакционной ячейке с целью улучшения качества и увеличения выхода получаемых порошков алмаза.*

Как правило, синтез искусственных алмазов проводят в условиях высокого давления и температуры в течение заданного интервала времени. Исходным материалом служит графит, из которого в присутствии металлов-растворителей получают кристаллы алмазов. Перечисленные условия можно создать с помощью аппаратов высокого давления различных конструкций [1].

Наиболее широко известны следующие типы аппаратов высокого давления: 1) наковальни Бриджмена; 2) наковальни с углублениями; 3) цилиндрические аппараты, известные как аппараты «белт»; 4) аппараты типа поршень-цилиндр; 5) многопуансонные конструкции.

В современном машиностроении для синтеза порошков алмаза в основном используются наковальни с углублениями различной формы (сферической, конусоподобной и др.), рабочий ресурс которых составляет от нескольких десятков до нескольких тысяч рабочих циклов.

Часть аппарата высокого давления, которая подвергается всестороннему сжатию до высокого давления и нагреву до определенной температуры, а также в которой происходят фазовые превращения, кристаллизация веществ и синтез новых соединений, называется реакционной ячейкой. Температурный режим в реакционной ячейке высокого давления является одним из основных параметров, определяющих качество и количество полученных кристаллов алмаза. Определить температуру в реакционной ячейке можно путем непосредственного измерения при помощи термопар или по точкам плавления металлов, помещенных в ячейку [2].

Метод непосредственного измерения температуры реакционной ячейки при помощи термопар является достаточно трудоемким из-за сложности ввода термопар в ячейку. Точность такого метода невысокая, поскольку внутри ячейки температура распределяется неравномерно, а, значит, для увеличения точности измерения одной термопары недостаточно.

В свою очередь, метод измерения температуры ячейки по точкам плавления металлов также является затруднительным, так как требует проведение многочисленных экспериментов. Точность данного метода недостаточно высокая из-за того, что измерение температуры и проведение процесса синтеза осуществляются последовательно, а, значит, нет гарантии, что созданные условия останутся неизменными.

Однако температуру в реакционной ячейке можно определить и косвенным путем в зависимости от потребляемой мощности. Для этого существует несколько методик, которые будут изложены ниже.

Процесс синтеза порошков алмаза является весьма чувствительным к начальным параметрам материала реакционной шихты, а также к изменению сопротивления слепка от температуры, давления и времени синтеза [3]. Нагрев реакционной смеси, состоящей из порошков графита и металла-растворителя, осуществляется путем пропускания электрического тока через эту смесь. Процессы, протекающие на межфазной границе металл – алмаз можно классифицировать следующим образом:

Образование прослойки новой карбидной фазы на границе раздела металл – алмаз.

Растворение вещества твердой фазы (алмаза) в жидком металле; при этом металл не растворяется и не диффундирует в твердую фазу.

Отсутствие химического взаимодействия и взаимного растворения компонентов, неизменность поверхности.

Важно отметить, что металл-растворитель (связка) должен удовлетворять следующим условиям: прочно соединяться с алмазом в условиях спекания; обладать высокими прочностными свойствами; иметь близкие к алмазу физические свойства, например, коэффициент сжимаемости.

Обычно синтез ведут либо при стабилизации напряжения, либо при стабилизации мощности. В начальный период синтеза общее сопротивление электрическому току  $R_o$  состоит из сопротивления реакционной шихты  $R_{ш}$  и сопротивления токоподводящих частей  $R_T$ . То есть справедливо равенство:

$$R_o = R_{ш} + R_m. \quad (1)$$

Полагая, что сопротивление токоподводов  $R_T$  в процессе синтеза остается неизменным, а сопротивление реакционной смеси увеличивается за счет образования в ней кристаллов алмаза, получим:

$$R_{o(t)} = (R_{ш} + R_{доп}) + R_m, \quad (2)$$

где  $R_{o(t)}$  – общее сопротивление электрическому току через некоторое время синтеза;  $R_{доп}$  – дополнительное сопротивление ячейки за счет образования в ней кристаллов алмаза;  $(R_{ш} + R_{доп})$  – сопротивление высокотемпературной ячейки по истечению некоторого времени синтеза.

При стабилизации напряжения нагрева мощность, подводимую в начальный момент синтеза ( $W_n$ ), можно определить из выражения:

$$W_n = \frac{U^2}{R_{ш} + R_{доп}}, \quad (3)$$

где  $U$  – напряжение нагрева, постоянное в течение всего времени синтеза.

Через некоторый промежуток времени синтеза мощность определяется из выражения:

$$W_i = \frac{U^2}{(R_{ш} + R_{доп}) + R_m}. \quad (4)$$

Рассматривая совместно выражения (3), (4), легко показать, что:

$$W_i = W_n \cdot \frac{R_{ш} + R_m}{(R_{ш} + R_{доп}) + R_m}. \quad (5)$$

Анализируя выражение (5), приходим к выводу о том, что с течением времени синтеза мощность, расходуемая для нагрева ячейки, заметно снижается. При этом синтез прекращается, и в результате снижается качество кристаллов алмаза и выход за одно пресс-спекание.

При стабилизации мощности нагрева первоначальное значение мощности можно определить из выражения:

$$W_n = I_n^2 \cdot R_{ш} + I_n^2 \cdot R_m, \quad (6)$$

где  $I_n$  – начальный ток нагрева.

Спустя некоторый промежуток времени синтеза мощность определяется следующим образом:

$$W_i = I_i^2 \cdot (R_{ш} + R_{доп}) + I_i^2 \cdot R_m, \quad (7)$$

где  $I_i$  – ток нагрева в рассматриваемый момент времени.

Разделив левые и правые части уравнения (7) на левые и правые части уравнения (6) и приняв во внимание то условие, что мощность нагрева фиксируется в течение всего времени синтеза, получим выражение вида:

$$I_i = I_n \cdot \sqrt{\frac{R_{ш} + R_m}{(R_{ш} + R_{доп}) + R_m}}. \quad (8)$$

Анализируя совместно выражения (6), (7) и (8) приходим к выводу о том, что в высокотемпературной ячейке происходит заметный рост мощности. Это приводит к частичной графитизации полученных кристаллов алмаза за счет его перегрева, а также прекращается зарождение



новых кристаллов и рост уже полученных, так как происходит выход по температуре и давлению в область термодинамической стабильности графита.

Однако при синтезе кристаллов алмаза имеется возможность контролировать три параметра, от которых зависит энергия, затраченная на нагрев реакционной смеси: действующее значение тока, напряжения и мощности. Контроль этих параметров можно осуществлять таким образом, чтобы мощность, затраченная на нагрев реакционной ячейки, была примерно одинаковой в течение всего времени процесса синтеза. В свою очередь, ток и напряжение определяют мощность, расходуемую на нагрев реакционной смеси.

Для определения мощности нагрева в первоначальный и любой другой момент синтеза используются выражения (6) и (7). Для того чтобы в процессе всего времени синтеза температура в реакционной смеси оставалась неизменной из выражений (6) и (7) следует равенство:

$$I_n^2 \cdot R_{ш} = I_i^2 \cdot (R_{ш} + R_{дон}). \quad (9)$$

Из последнего выражения следует, что требуемый ток нагрева в любой момент времени должен быть равен:

$$I_i = I_n \cdot \sqrt{\frac{R_{ш}}{R_{ш} + R_{дон}}}. \quad (10)$$

Заданная мощность нагрева  $W_n$  определяется экспериментально в зависимости от требуемых технологических факторов (выход порошка алмаза за одно пресс-спекание, качество порошка, зернистость и др.). В зависимости от начальной мощности определяют значение начального тока нагрева  $I_n$ .

Первоначальное сопротивление реакционной шихты определяется из выражения:

$$R_{ш} = \frac{U_n}{I_n} - R_m, \quad (11)$$

где  $U_n$  – начальное напряжение в цепи нагрева.

Сопротивление реакционной шихты в рассматриваемый момент времени определяют из выражения:

$$R_{ш} + R_{дон} = \frac{U_i}{I_i} - R_m, \quad (12)$$

где  $U_i$  и  $I_i$  – соответственно напряжение и ток нагрева всей цепи в данный момент времени.

Использование предложенного метода управления нагревом реакционной ячейки позволяет стабилизировать температурные условия в реакционной смеси, что приводит к увеличению времени нахождения смеси в области термодинамической стабильности алмаза за один и тот же промежуток времени синтеза. В результате этого улучшается качество синтетических кристаллов алмаза и увеличивается их выход за одно пресс-спекание.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: в 6 т. – Т.1: Синтез алмаза и подобных материалов / Туркевич В.З. [и др.]; под ред. Шульженко А.А. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «Алкон» НАНУ, 2003. – 320 с. Синтетический алмаз / Г.Н. Безруков [и др.]. – М.: Недра, 1976. – 119 с. Алмазы и сверхтвердые материалы: учеб. для вузов / В.П. Поляков [и др.]. – 1990. – 327с.

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ СТРУКТУРНОГО ТЕЛА СИЛАМИ ГРАВИТАЦИИ. 1-АЯ ЧАСТЬ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В статье приведена теория взаимодействия структурного (сыпучего) тела с устройством для осуществления его вращательно-поступательного движения. Определены параметры движения структурных элементов структурного тела по наклонной поверхности физического тела вращения.*

Структурное тело, не обладающее свойством связности структурных элементов, при входе на поверхность, образуемую вращением, например, линии, наклонной к оси вращения, попадает под воздействие гравитационного поля (рис. 1).

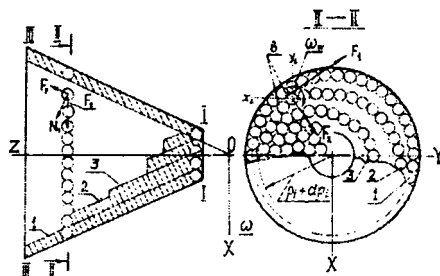


Рис. 1 – Схема движения структурного тела в поле гравитации

В сечении I-I структурное тело имеет наибольшую толщину, а в сечении III-III структурные элементы по длине окружности расположены плотно друг к другу в один слой. Такая картина расположения структурных элементов наиболее вероятна, исходя из теории центробежного моделирования [1, 2].

В сечении II-II условно рассечём структурное тело окружностями на элементарные слои 1,2,3.. n толщиной  $dr_i$ .

При установившемся режиме движения структурного тела отмеченные слои могут находиться в трёх переменных состояниях: относительного покоя (1-й слой), относительного движения (скольжение 2-го слоя относительно 1-го), свободного движения (2-го слоя независимо от 1-го). Такая картина движения присуща всем остальным слоям.

Если первый слой приводится в движение поверхностью, образованной вращением линии, то второй увлекается первым, третий – вторым, четвёртый – третьим и т. д. до n – го. Движение в 1-ом слое происходит без скольжения структурных элементов, в каждом последующем слое – со скольжением.

Главная сила, вызывающая движение структурных элементов вверх, является сила трения поверхности вращения о первый слой, первого о второй и т. д. Каждый структурный элемент любого слоя находится под воздействием сил: их тяжести, нормальных реакций со стороны смежных элементов в точках их соприкосновения и силы трения в этих точках. На 1-й слой действует нормальная реакция вращающейся поверхности.

Сумма всех внешних сил, действующих на структурные элементы, сводится к тангенциальной силе, приложенной к центру тяжести структурного тела и направленной в сторону вращения поверхности. Тангенциальная сила уменьшается с движением структурных элементов вверх в каждом слое. Это говорит о том, что структурные элементы в каждом слое, взаимодействуя друг с другом, движутся в границах слоя, подталкивая в направлении вращения впереди идущие элементы. Благодаря этому взаимодействию возникают силы трения в точках соприкосновения, которые уравнивают моменты пар, стремящиеся вращать структурные элементы вокруг их собственных осей [3].

Движение структурных элементов 1-го слоя происходит без отрыва от вращающейся поверхности. Элемент 2-го слоя, достигая предела, выходит из слоя. При этом этот элемент будет взаимодействовать только, с идущим сзади за ним, элементом. Вращающий момент становится неуравновешенным, силы трения в точках соприкосновения элементов создают равнодействующую, направленную внутрь тела вращения. А момент силы  $F_1$  относительно точки  $b$  сообщит структурному элементу вращательное движение. Таким же образом можно рассматривать движение структурных элементов третьего, четвертого и т. д. слоёв.

При относительном покое структурные элементы 1-го слоя находятся на поверхности вращения и движутся совместно с ней. Если поверхность вращения за некоторый промежуток времени повернется на угол  $\beta_1 = \omega t$ , то при отсутствии скольжения 1-ый слой повернется на тот же угол  $\beta = \beta_1$  и переместится из точки  $M_0$  в точку 1 (рисунок 2). Состояние относительного покоя структурные элементы имеют тогда, когда все силы будут уравновешены, соответственно,  $\omega = \omega_1$ .

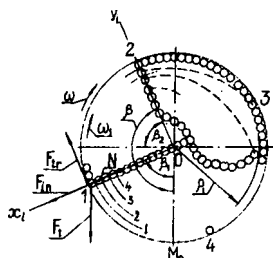


Рис. 2 – Абсолютное и относительное движение структурных элементов

На структурные элементы действуют: сила тяжести  $Ft = mg$ , направленная вертикально вниз; реакция поверхности  $N$ , направленная радиально от точки 1 к центру  $O$ ; сила трения  $F_{тр} = f N$ , направленная по касательной к окружности; сила инерции переносного движения, равная по величине произведению массы  $m$  структурных элементов на центростремительное ускорение  $\omega^2 \rho_1$ , и, так как переносное движение – равномерное вращение, то направлена эта сила в сторону, обратную нормальному ускорению.

Сумма проекций сил на оси подвижной системы координат: на ось  $x_i$ ;  $m\omega^2 \rho_1 - N + mg \cos \omega t = 0$ . На ось  $y_i$ ;  $F_{тр} - mg \sin \omega t = 0$ .

Из первого уравнения определяем величину нормальной силы  $N$ :

$$N = m(\omega^2 \rho_1 + g \cos \omega t) = mg(\omega^2 \rho_1 / g + \cos \omega t). \quad (1)$$

Подставив значение  $N$  во второе уравнение, заменив  $F_{тр} = fN = N \operatorname{tg} \varphi$ , получим  $N \operatorname{tg} \varphi - mg \sin \omega t = 0$ .

Из уравнения (1) следует, чтобы выполнялось условие  $\omega_1 = \omega$ , необходимо  $(\omega^2 \rho_1 + g \cos \omega t) \operatorname{tg} \varphi \geq g \sin \omega t$ .

Преобразовав неравенство, получим

$$\omega^2 \rho_1 \operatorname{tg} \varphi \geq g(\sin \omega t - \cos \omega t \cdot \operatorname{tg} \omega \varphi) = g(\sin \omega t \cdot \cos \varphi - \cos \omega t \cdot \sin \varphi) / \cos \varphi$$

или  $k \sin \varphi \geq \sin(\omega t - \varphi), \quad (2)$

где  $k = \omega^2 \rho_1 / g$  – кинематический параметр, характеризующий режим движения структурных элементов структурного тела.

Выражения (1) и (2) определяют условие относительного покоя структурных элементов на вращающейся поверхности в сечении, когда

$$N = mg(k + \cos \omega t) > 0,$$

следовательно, центростремительное ускорение  $\omega^2 \rho_1$  больше ускорения  $g$  силы тяжести, соответственно, коэффициент  $k > 1$ .

Выражение (2), где  $k = \omega^2 \rho_1 / g$  определяет условие, при котором структурные элементы 1-го слоя, находясь на поверхности окружности  $\rho_1$ , не скользят по ней, а движутся совместно. В этой зависимости переменной является время  $t$  и для режима движения по окружности, которая может принадлежать как конусу, так и цилиндру с постоянными величинами  $k$ ,  $\rho_1$ ,  $\varphi$ . Поэтому левая часть неравенства (2) постоянна, правая увеличивается со временем. По истечении некоторого времени  $t$  обе части сравняются, тогда  $t = t_1$ , а при  $t > t_1$  условие (2) нарушится и с этого момента начнется относительное движение

(скольжение). Предельное значение относительного покоя определяется равенством  $\sin(\beta - \varphi) = k \sin \varphi$ , где  $\beta = \omega t_1$  – угол наибольшего подъёма структурных элементов без скольжения, точка 2.

Элементарными преобразованиями можно показать, что предельный угол равен  $\beta = \varphi + \pi/2$ , то есть в точке 2 начнётся скольжение 1-го слоя относительно поверхности вращения (во втором квадранте), если тело вращения – цилиндр. В нашем случае  $k, \rho_1, \varphi$  являются переменными величинами и структурное тело может иметь другие геометрические параметры. Но несмотря на начало скольжения при новом параметре  $k$ , 1-ый слой не потеряет контакт с поверхностью вращения.

Рассмотрим условие, когда взаимодействуют 1-й и 2-ой слои, то есть изменится радиус вращения  $\rho$ . Относительное движение (скольжение) при абсолютном подъёме структурных элементов (рисунок 3).

Структурные элементы 2-го слоя в начальный момент времени, как и 1-го слоя, находясь в точке  $M_0$ , будут в состоянии относительного покоя, двигаясь совместно. В некоторой точке 1, которая определяется углом  $\beta_1$ , происходит переход от относительного покоя 2-го слоя к скольжению. Угловая скорость  $\omega_2$  уменьшается по отношению к 1-му слою  $\omega_2 < \omega_1 = \omega$ . Точка 1, которая определяется углом  $\beta_1$ , соответствует моменту начала скольжения. Очевидно, что в абсолютном и относительном движении траекторией структурных элементов остаётся окружность радиуса  $\rho_2$ . Рассмотрим фазу относительного скольжения 2-го слоя структурных элементов при абсолютном их движении совместно с 1-м слоем (рисунок 3, а).

Структурные элементы в момент времени, следующем после начала скольжения, когда реакция  $N > 0$  и структурные элементы остаются на поверхности 1-го слоя. В абсолютном и относительном движении траекторией структурных элементов будет окружность радиуса  $\rho_2$ . Положение структурных элементов определяем относительно подвижных координат  $x_i O y_i$ , вращающихся совместно с 1-м слоем с угловой скоростью  $\omega = \omega_1$ .

Движение структурных элементов относительно 1-го слоя исследуем тем же способом, как и абсолютное, если к действующим силам прибавим две новые силы: инерции от переносного движения и силу инерции от поворотного ускорения.

Сила инерции от переносного движения была определена ранее и выражалась величиной  $m\omega^2\rho_2$ , направлена от центра. Сила инерции от поворотного ускорения, как известно, определяется величиной  $2m\omega_2 v \sin \theta$ , а направление её будет прямо противоположно направлению поворотного ускорения.

Для построения поворотного ускорения надо через рассматриваемую точку провести плоскость перпендикулярную к оси вращения, спроектировать на эту плоскость относительную скорость  $v$ , полученный вектор умножить на  $2\omega_2$  и повернуть на  $90^\circ$  в сторону вращения (рисунок 3, б).

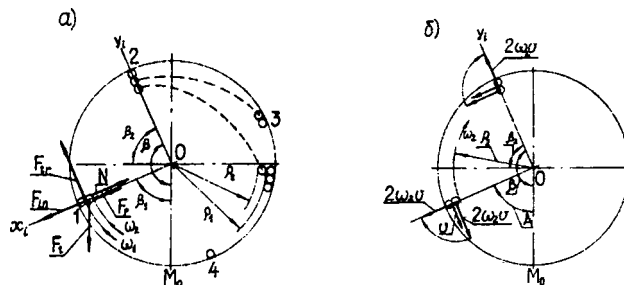


Рис. 3 - Схема сил при относительном движении и поворотном ускорении

В данном случае относительная скорость  $v$  находится в плоскости перпендикулярной к оси вращения точки (траектории), поэтому угол  $\theta = \pi/2$ . Величина поворотного ускорения будет  $2\omega_2 v$  и направлена вдоль радиуса от центра вращения. Сила инерции от этого ускорения направлена в противоположную сторону, то есть к центру. В системе подвижных координат структурные элементы скользят по поверхности вращения с линейной скоростью  $v = \omega_2 \rho_2$  по касательной к точке 2 окружности в сторону противоположную вращению. Угловая скорость  $\omega_2$  будет уменьшаться со временем.

В момент времени, когда структурный элемент находится в точке 2, его относительное движение будет определяться: составляющей относительного ускорения  $d^2 y_i / dt^2$  вдоль оси  $Oy_i$  к центру и представляет собой относительное центростремительное ускорение, которое выражается  $\omega_2^2 \rho_2$ ; составляющей относительного ускорения  $d^2 x_i / dt^2$  вдоль оси  $Ox_i$ , которое направлено по касательной и является тангенциальным ускорением, выражаемым величиной  $\rho_2 d\omega_2 / dt$ .

Следовательно, составляющие относительного ускорения можно представить:  $d^2y_i / dt^2 = -m\omega_2^2 \rho_2$ ;  $d^2x_i / dt^2 = -\rho_2 d\omega_2 / dt$ . Спроектируем силы на оси подвижных координат и получим уравнения относительного движения структурных элементов

$$m \frac{d^2y_i}{dt^2} = -m\omega_2^2 \rho_2 = mg \cos \beta_2 - N + m\omega^2 \rho_2 - 2m\omega\omega_2 \rho_2, \quad (3)$$

$$m \frac{d^2x_i}{dt^2} = -m\rho_2 \frac{d\omega_2}{dt} = -mg \sin \beta_2 + fN \quad (4)$$

Из (3) находим реакцию  $N$  структурных элементов 1-го слоя

$$N = mg \cdot \cos \beta_2 + m(\omega^2 \rho_2 - 2m\omega\omega_2 \rho_2 + \omega_2^2 \rho_2) = \\ = m[g \cos \beta_2 + (\omega - \omega_2)^2 \rho_2] \quad (5)$$

Второе слагаемое в квадратных скобках формулы (5) всегда положительное или равно нулю, а первое слагаемое всегда положительное при условии, что  $\beta_2 < \pi/2$ . Поэтому, если структурные элементы скользят по поверхности 1-го слоя, определяемого углом  $\beta_2 < \pi/2$ , то реакция  $N$  поверхности всегда положительна, и структурный элемент 2-го слоя не оторвётся от 1-го при любых угловых скоростях  $\omega$  и  $\omega_2$ .

Реакция  $N$  обращается в нуль, когда  $(\omega - \omega_2)^2 = -g \cos \beta_2 / \rho_2$ , что возможно, если  $\beta_2 > \pi/2$ . Выражение  $(\omega - \omega_2)$  в левой части равенства: алгебраическая сумма переносной  $\omega$  и относительной  $\omega_2$  угловых скоростей относительно оси конуса, поэтому эта сумма представляет собой абсолютную скорость структурных элементов.

Обозначим абсолютную скорость через  $\Omega_2 = \omega - \omega_2$ , а угол  $\beta_2$  – через  $\beta$ , когда  $N = 0$ . В этом случае произойдёт отрыв структурного элемента 2-го слоя, соответственно будет  $\Omega_2^2 = -g \cos \beta / \rho_2$  (6) и это произойдёт во втором квадранте. Так как структурный элемент находится во втором квадранте, то обозначим  $\beta = \pi/2 + \beta_2$ . Тогда выражение (6) абсолютной скорости запишется в виде  $\Omega_2^2 = g \sin \beta_2 / \rho_2$  или  $\Omega_2 = \sqrt{g \sin \beta_2 / \rho_2}$ . Из анализа формулы следует, что при  $\beta_2 = 0$ , угловые скорости равны:  $\omega = \omega_1 = \omega_2$ .

Если же  $\beta_2 > 0$ , то в момент отрыва структурного элемента  $\Omega_2^2 = \sqrt{g \sin \beta_2 / \rho_2} > 0$  тогда и  $\omega > \omega_2$ .

Проанализировав выражения (5) и (6), можно будет видеть, что отрыв структурных элементов 2-го слоя от 1-го слоя происходит при абсолютном их движении вверх.

Преобразовав уравнение (4), после подстановки величины силы  $N$  из уравнения (3) и, заменив  $\beta = \pi/2 + \beta_2$ , получим его приведенным к виду

$$-m\rho_2 d\omega_2 / dt = -m[g \cos \beta_2 - \text{tg} \varphi (\Omega_2^2 \rho_2 - g \sin \beta_2)].$$

Сократив на  $-m$  обе части и, преобразовав выражение в квадратных скобках, имеющие множителем  $g$ , получим

$$\frac{d\omega_2}{dt} = \frac{g \cos(\beta_2 - \varphi)}{\rho_2 \cos \varphi} - \Omega_2^2 \text{tg} \varphi \quad (7)$$

Продифференцируем выражения по времени  $\Omega = \omega - \omega_2$  и  $\beta = \pi/2 + \beta_2$  получим

$$d\Omega / dt = -d\omega_2 / dt \quad (1') \quad \text{и} \quad d\beta / dt = d\beta_2 / dt = \Omega. \quad (2')$$

Продифференцировав выражение (2') ещё раз, получим

$$\frac{d^2\beta}{dt^2} = \frac{d^2\beta_2}{dt^2} = \frac{d\Omega}{dt} \quad (3')$$

Сравнив равенства (1') и (3') видим, что

$$d\omega_2 / dt = -d^2\beta_2 / dt^2. \quad (4')$$

Подставив в преобразованное уравнение (7) значения  $d\omega/dt$  и  $\Omega$  согласно формулам (4') и (2'), получим



Если решить это уравнение совместно с уравнением окружности

$(X / \rho_2)^2 + (Y / \rho_2)^2 = 1$ , получим общие точки 2, а другой – 3 с координатами  $X_3$  и  $Y_3$ , где структурные элементы снова встречаются с 1-ым слоем. Решение:  $X_3 = \rho_2 \cos(-3\beta_2) = \rho_2 \cos\beta_3$  и  $Y_3 = \rho_2 \sin(-3\beta_2) = \rho_2 \sin\beta_3$ , откуда  $\beta_3 = -3\beta_2$ . Угол  $\beta_3$  отсчитывается от горизонтального диаметра в обратную сторону вращения.

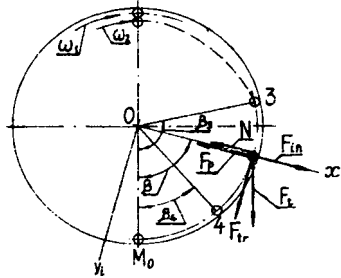


Рис. 5 – Переносное и относительное движение элемента в 4-м квадранте

Скорость падения структурного элемента на поверхность 2-го слоя в точке 3 будет  $v_3 = \Omega_2 \rho_2 \sqrt{5 + 4 \cos 2\beta_2}$ . Положение этой точки определяется углом  $\beta_3 = 3\beta_2 - \pi/2$ , а угловая скорость  $\Omega_3$  будет начальной для последующего движения 2-го слоя. Пусть в момент времени  $t$ , после соприкосновения 2-го слоя с 1-м слоем, эта точка находится в промежутке между точками 3 и 4. Действующие силы показаны на рисунке 5. Поместив в эту точку подвижные координаты, можно приемом, выполненным ранее, составить дифференциальное уравнение  $\beta'' + (\beta')^2 \operatorname{tg} \varphi + \frac{g \sin(\beta + \varphi)}{\rho_1 \cos \varphi} = 0$ .

По аналогии, интеграл этого уравнения будет:

$$\Omega^2 = \left[ \Omega_3^2 - 2 \frac{g \cos \varepsilon}{\rho_1 \cos \varphi} \cos(\beta_3 + \varphi + \varepsilon) \right] e^{2(\beta_2 - \beta_1) \operatorname{tg} \varphi} + 2 \frac{g \cos \varepsilon}{\rho_1 \cos \varphi} \cos(\beta + \varphi + \varepsilon).$$

По мере уменьшения угла  $\beta$ , абсолютная скорость  $\Omega$  второго слоя будет увеличиваться до сравнения с первым слоем и, соответственно,  $\omega_1 = \omega$ . Последнее уравнение можно представить параметром  $k$  вращения поверхности, например, усеченный конус:

$$k = \left[ \frac{\Omega_3^2 \rho_1}{g} - 2 \frac{\cos \varepsilon}{\cos \varphi} \cos(\beta_3 + \varphi + \varepsilon) \right] e^{2(\beta_2 - \beta_4) \operatorname{tg} \varphi} + 2 \frac{\cos \varepsilon}{\cos \varphi} \cos(\beta_4 + \varphi + \varepsilon).$$

Абсолютная угловая скорость элемента определяется выражением:  $\Omega_3 = \Omega_2 \sqrt{5 + 4 \cos 2\beta_2} \sin(3\beta_2 + \psi_1 - \pi)$ .

Здесь имеем три переменные величины  $k$ ,  $\beta_2$  и  $\varphi$ . Если принять  $k$  за независимое переменное, то будем иметь две других величины в форме функции величины  $k$ :  $\beta_2 = \beta_2(k)$  и  $\varphi = \varphi(k)$  [4,5,6].

Таким образом, получены уравнения движения структурных элементов структурного тела, когда они перемещаются в плоскости окружности перпендикулярной к оси конуса правее сечения 1 – 1, решить в общем виде невозможно. Применительно к частным значениям угла трения  $\varphi$  они решаются в форме таблиц и графиков графоаналитическим методом. Например, функция  $\varphi = \varphi(k)$  с значениями  $k$  от 4,0 до 1,0 в границах угла  $\varphi$  от 1 до 60° и функции  $\beta_2 = \beta_2(k)$  в границах угла  $\beta_2$  от 60° до 35° (рисунок 6).

Моделирование движения структурного (сыпучего) тела показало, что под воздействием сил гравитации происходит расслаивание его таким образом, что структурное тело удерживается на внутренней вращающейся поверхности с окружностью радиусом  $\rho_{\min}$ , переходя последовательно на окружности большего диаметра, пока не установится слой толщиной  $\delta \rho$ . Структурные элементы наибольшей окружности должны иметь контакт друг с другом. Это является условием ограничения высоты усеченного конуса.

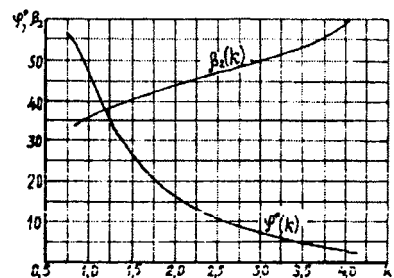


Рис. 6 - График значений функций  $\varphi = \varphi(k)$  и  $\beta_2 = \beta_2(k)$

## ЛИТЕРАТУРА

1. Покровский Г.И. Центробежное моделирование в строительном деле. // Покровский Г.И., Фёдоров И.С.. – М.: Стройиздат. – 1968. – 247с. 2. Юдин С.Б.. Центробежное литьё. // Юдин С.Б., Левин М.М., Розенфельд С.Е.. – М.:Машиностроение. – 1972. – 279с. 3. Жданович Г.М. Сопротивление порошковых материалов //Г.М. Жданович. – Минск, БГПА. – 1999. – 340 с. 4. Хайкин С.Э. Физические основы механики // Хайкин С.Э.. – М.: Наука. – 1971. – 751с. 5. Математическая энциклопедия. Под ред. Виноградова И.М. // М.: Советская энциклопедия. – Т.2.– 1979.– С.575-583, Т.5.– 1985. – С.435-446. 6. Градштейн И.С. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений // Градштейн И.С., Рыжик И.М.. – М.: Наука. – 1971. – 1108 с. 7. Протасеня М.Л. Способ и устройство для рассева сыпучих материалов по поверхности поля. Патент 6659 РБ // Протасеня М.Л., Ларченков Л.В.. – Минск.– 2004.– 5с.

УДК 621.941

Ларченков Л.В., Протасеня О.Н., Протасеня М.Л., Протасеня И.О.

### МОДЕЛИРОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ СТРУКТУРНОГО ТЕЛА

#### СИЛАМИ ГРАВИТАЦИИ. 2-АЯ ЧАСТЬ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В статье приведено описание моделирования движения структурных элементов структурного (сыпучего) тела по внутренней конической поверхности и, на основании полученных уравнений, приведен расчёт геометрических параметров конуса.*

Для выявления связи между основными параметрами технического устройства для рассева структурных (сыпучих) тел и движением этого тела по вращающейся конической поверхности, рассмотрим последовательно движение слоя структурных элементов

структурного тела, непосредственно соприкасающихся с поверхностью конуса. Высота конуса ограничивается исходя из условия, что все структурные элементы структурного тела находятся на той его окружности, где они плотно соприкасаются друг с другом.

Коническая поверхность образуется линией  $SE$ , расположенной под углом  $\beta$  к плоскости  $хоу$  и совершающей равномерное вращательное движение относительно оси  $oz$ . По этой конической поверхности движутся все структурные элементы структурного тела массой  $dm$  (рис. 1).

Обозначив в некоторой точке  $M$  конической поверхности относительную линейную скорость структурного элемента через  $v$ , покажем, что все структурные элементы движутся со скольжением по спирали согласно кинематическому параметру  $k = \omega^2 r_i / g$ . Каждый структурный элемент находится под воздействием сил: тяжести  $F_t$ , инерции (центробежной)  $F_{in}$ , нормальной реакции поверхности конуса  $N$  и силы трения  $F_{tr}$ .

Выделим четверть конической поверхности, ограниченной по высоте конуса, имеющей наибольший радиус  $r_i$  (рисунок 2). Структурный элемент движется по винтовой линии  $SM$ , характеризующийся тем, что в данный момент времени расстояние от точки  $M$  до оси конуса остаётся постоянным, равным  $r_i$ . Положение образующей конуса  $MD$  будет определяться постоянным углом  $\beta$  к горизонтальной плоскости  $хоу$ . В некоторый момент времени структурный элемент проходит по своей траектории точку  $M$ , расположенную в вертикальной плоскости  $хоz$ . Касательная плоскость, проведенная через точку  $M$  винтовой. Для выявления связи между основными параметрами технического устройства для рассева структурных (сыпучих) тел и движением этого тела по вращающейся конической поверхности, рассмотрим последовательно движение слоя структурных элементов структурного тела, непосредственно соприкасающихся с поверхностью конуса. Высота конуса ограничивается исходя из условия, что все структурные элементы структурного тела находятся на той его окружности, где они плотно соприкасаются друг с другом.

Коническая поверхность образуется линией  $SE$ , расположенной под углом  $\beta$  к плоскости  $хоу$  и совершающей равномерное вращательное движение относительно оси  $oz$ . По этой конической поверхности движутся все структурные элементы структурного тела массой  $dm$  (рис. 1).



Обозначив в некоторой точке  $M$  конической поверхности относительную линейную скорость структурного элемента через  $v$ , покажем, что все структурные элементы движутся со скольжением по спирали согласно кинематическому параметру  $k = \omega^2 \rho_i / g$ . Каждый структурный элемент находится под воздействием сил: тяжести  $F_t$ , инерции (центробежной)  $F_{in}$ , нормальной реакции поверхности конуса  $N$  и силы трения  $F_{tr}$ .

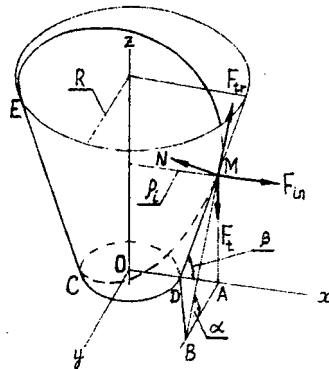


Рис. 1 – Траектория движения структурного элемента силами гравитации

Выделим четверть конической поверхности, ограниченной по высоте конуса, имеющей наибольший радиус  $\rho_i$  (рисунок 2). Структурный элемент движется по винтовой линии  $CM$ , характеризующийся тем, что в данный момент времени расстояние от точки  $M$  до оси конуса остаётся постоянным, равным  $\rho_i$ . Положение образующей конуса  $MD$  будет определяться постоянным углом  $\beta$  к горизонтальной плоскости  $xoy$ . В некоторый момент времени структурный элемент проходит по своей траектории точку  $M$ , расположенную в вертикальной плоскости  $xoz$ . Касательная плоскость, проведенная через точку  $M$  винтовой траектории, будет содержать в себе образующую линию  $MD$ . Положение касательной плоскости определяется пересекающимися линиями  $DM$  и  $BM$ , которая является касательной винтовой линии.

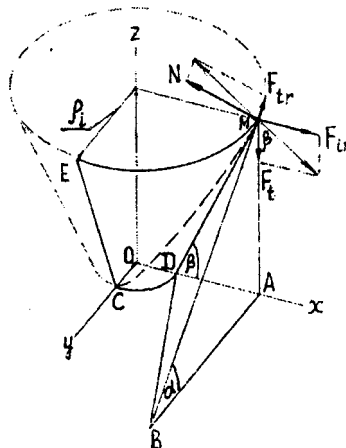


Рис. 2 – К расчету траектории движения структурного элемента

На структурный элемент действуют силы: его вес  $F_t = mg$ , нормальная реакция  $N$  конической поверхности, сила трения  $F_{tr}$ , направленная в сторону относительной скорости  $v$ , и центробежная сила инерции  $F_{in} = mv^2/\rho_i$ , которая направлена радиально.

Для установившегося движения с постоянной по величине переносной скоростью от вращательного движения конуса можно определить из условия равновесия всех сил, учитывая, что силы

$Ft$ ,  $F_{in}$  и равнодействующая расположены в плоскости  $xoz$ , при чём равнодействующая наклонена к вертикали под углом  $\beta$ . Из рисунка 2 видно, что

$$\operatorname{tg}\beta = F_{in} / Ft = v^2 / g\rho_i \quad (1).$$

Из уравнения (1) следует, что при условии  $\beta$  и  $v$  – постоянные величины, радиус  $\rho_i = \rho$  быть постоянной величиной, следовательно, траектория структурного элемента правильная винтовая линия принадлежит цилиндрической поверхности, шаг которой  $h=2\pi\rho\operatorname{tg}\alpha$ ,

где  $\alpha$  – угол подъёма винтовой линии.

В нашем случае относительное движение структурного элемента происходит при изменяющемся радиусе  $\rho_i$ , то есть по наклонной поверхности с постоянным углом  $\beta$  и переменным углом  $\alpha$ . Относительное движение структурного элемента по винтовой траектории определяется относительной скоростью  $v$  и относительным ускорением  $dv/dt$ , подобно движению частицы по наклонной плоскости с углом  $\alpha$ .

Исходя из этих условий, определим ускорение. Структурные элементы, находящиеся на наклонной поверхности, подвержены воздействию дополнительной силы трения, возникающей за счёт нормальной составляющей центростремительной силы инерции  $F_{in}$ .

Структурный элемент подаётся на наклонную поверхность без начальной скорости и находится под воздействием двух сил: дополнительной силы трения и силы тяжести (рис. 3). Относительно поверхности структурный элемент будет в состоянии относительного покоя, либо относительного скольжения по наклону вниз или вверх. Так как относительная скорость и сила тяжести находятся в вертикальной плоскости, то движение происходит тоже в вертикальной плоскости.

Отнесём это движение к осям координат  $x$  и  $t$ , выбрав начало координат в точке  $M$ , где структурный элемент находится в начальный момент.

Уравнение относительного движения запишем в координатной системе, перемещающейся с переносной скоростью  $v_p$  вдоль оси  $x$ . В начальный момент времени относительная скорость равняется переносной  $v = v_p$ . Движущая сила, определяемая величиной  $Ft \sin\alpha - f Ft \cos\alpha / m$ , сообщит структурному элементу относительное ускорение  $dv/dt = Ft \sin\alpha / m - f Ft \cos\alpha / m$  или, выразив вес через массу и ускорение, получим

$$dv/dt = g \sin\alpha - fg \cos\alpha = g \sin\alpha (1 - f / \operatorname{tg}\alpha). \quad (2)$$

Заменим выражение  $f/\operatorname{tg}\alpha = \delta$ , получим  $dv/dt = (1-\delta)g \sin\alpha$  формулу, удобную для анализа: в относительном движении ускорение постоянно и зависит от  $\delta$ .

После интегрирования уравнение (2) по времени, получим выражение скорости  $v = g \sin\alpha (1 - \delta)t + C_1$ . Принимая во внимание начальные условия, когда  $t=0$ , а  $v = v_p$ , тогда относительная скорость скольжения структурного элемента по конусу вверх (в сторону большего основания конуса) будет:

$$v = g \sin\alpha (1 - \delta)t + v_p \quad \text{или} \quad v = v_p - g \sin\alpha (\delta - 1)t = dx_v / dt. \quad (3)$$

Отсюда следует, что относительная скорость изменяется по линейному закону относительно времени, поэтому могут быть различные случаи, когда,

1)  $\delta > 1$ , в этом случае  $f = \operatorname{tg}\varphi$ , а  $\operatorname{tg}\varphi > \operatorname{tg}\alpha$ , то есть  $\alpha < \varphi$ . В этом случае относительная скорость  $v$  непрерывно уменьшается от  $v = v_p$  до  $v = 0$ , что будет соответствовать прекращению скольжения от переносной скорости, что произойдёт по истечению времени

$t = t_1$ , которое определяется из уравнения

$v = 0 = v_p - g \sin\alpha (\delta - 1)t_1$ , откуда определяется время

$$t_1 = v_p / (\delta - 1)g \sin\alpha. \quad (4)$$

2)  $\delta = 1$ , что соответствует условию  $\alpha = \varphi$  и относительная скорость будет постоянной  $v = v_p$ , то есть равной переносной;

3)  $\delta < 1$ , что соответствует условию  $\alpha > \varphi$ , тогда  $v = v_p + g \sin\alpha (1 - \delta)t$ , то есть увеличению скольжения от переносной скорости.

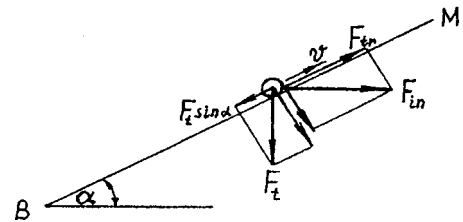


Рис. 3 – К определению относительного скольжения структурного элемента

Для определения перемещения структурного элемента, сохраняющего относительное скольжение, нужно ещё раз проинтегрировать уравнение (3). После интегрирования, получим  $x_v = v_p t - [g \sin \alpha (\delta - 1)t^2]/2 + C_2$ . Используя начальные условия, когда  $t = 0$  и  $x_v = 0$ , получим, что  $C_2 = 0$ .

Таким образом, скольжение структурных элементов будет происходить по закону  $x_v = v_p t - [g \sin \alpha (\delta - 1)t^2]/2$ . Полное (абсолютное) движение структурных элементов получим, если из переносного движения  $v_p t$  вычтем относительное  $x = x_p - x_v = vt - vt + [g \sin \alpha (\delta - 1)t^2]/2$ . Окончательно

$$x = [g \sin \alpha (\delta - 1)t^2]/2, \quad (5)$$

то есть абсолютное движение структурных элементов во времени изменяется по параболическому закону (рис. 4).

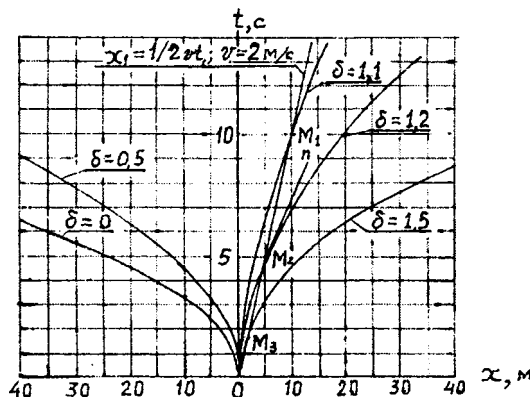


Рис. 4 – Движение структурного элемента для значений  $\delta=0-1,5$  и  $1/2g \sin \alpha = 1$ ,  $v = 2 \text{ м/с}$

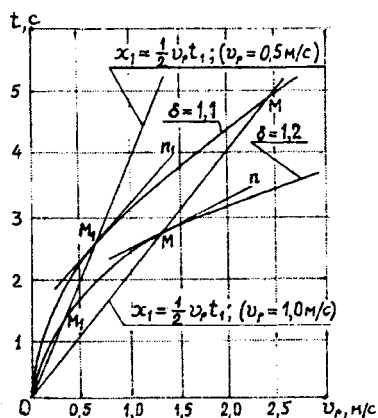


Рис. 5 – Зависимость характера движения структурного элемента от скорости  $v_p$

При построении графика движения структурного тела для некоторых значений  $\delta$  от 0 до 1,5 принято условие  $g \sin \alpha / 2 = 1$ . Прямая линия  $x_1 = v_p t$  (для  $v = 2 \text{ м/с}$ ) пересекает параболы в точках  $M_1, M_2, M_3$ , где структурные элементы начинают двигаться вместе с конусом. Прямая линия проходит через начало координат. Касательные (например,  $M_2 n$ ) к параболам характеризуют движение структурных элементов совместно с конусом. Величина переносной скорости  $v_p$  не влияет на движение скользящих вниз структурных элементов, когда  $\delta < 1$ , но влияет на движение их вверх, когда  $\delta > 1$ .

С повышением переносной скорости время  $t_1$ , в течение которого имеет место скольжение структурных элементов, удлиняется, соответственно, удаляется вверх по конусу точка с координатой  $x_1$ , где они начинают двигаться вместе с конусом (рис. 5).

В зависимости от величины  $\delta = f / \text{tg} \alpha = \text{tg} \phi / \text{tg} \alpha$  параболы имеют различные формы, а в случае 2), когда  $\delta = 1$ , парабола превращается в линию, совпадающую с осью времени

$t$ , – прямая линия.

Для нашего условия, когда мы можем увеличивать угловую скорость вращения, увеличивая этим дополнительную силу инерции, приемлем случай 1), когда  $\delta > 1$  или  $\text{tg} \phi > \text{tg} \alpha$ , что соответствует условию

$\alpha < \varphi$  все параболы расположены слева от оси времени  $t$  согласно рисунку 3 и формуле (2). Здесь следует отметить, что перемещение структурных элементов происходит независимо от переносной скорости. Их движение подчиняется закону (5) в пределах отрезка времени  $t_1$ , определяемому по формуле (4), так как по истечении времени  $t_1$  относительное движение прекратится, то есть начнётся движение по окружности вместе с конусом  $x_1 = [g \sin \alpha (\delta - 1) t_1^2] / 2 = v_p^2 / 2g \sin \alpha (\delta - 1)$ . Для последующих временных факторов  $t = t_1 + \Delta t$  перемещение будет соответствовать иному закону, определяемому переносной скоростью  $v_p$ ,  $x = x_1 + v_p \Delta t = [g \sin \alpha (\delta - 1)] t_1^2 / 2 + v_p (t - t_1)$ , подставив значение времени  $t_1$  из формулы (4), получим  $x = v_p^2 / 2g \sin \alpha (\delta - 1) - v_p^2 / g \sin \alpha (\delta - 1) + v_p t$  или

$$x = v_p t - v_p^2 / 2g \sin \alpha (\delta - 1). \quad (6)$$

Анализ результатов моделирования движения структурных элементов показывает, что, когда  $\delta > 1$ , они будут двигаться медленно по наклону  $\alpha$ , посте – пенно ускоряя своё движение, пока не приобретут скорость  $v_p$  и сохранят её во всём процессе движения. В первой фазе  $t \leq t_1$  перемещение структурных элементов следует закономерности (5), а в следующей фазе  $t > t_1$  – закономерности (6). Прямая линия  $Mn$ , согласно формуле (6), является касательной параболы с точкой касания, определяемой координатами:

$$t_1 = v_p / g \sin \alpha (\delta - 1); x_1 = v_p^2 / 2g \sin \alpha (\delta - 1).$$

Исключив параметр  $\delta$ , получим

$$x_1 = v_p t_1 / 2.$$

Это прямая линия, проходящая через начало координат, точку касания и расположенную под углом  $\theta$  к оси времени  $t$ , равным  $\text{tg} \theta = v_p / 2$ .

Итак, структурные элементы структурного тела движутся по винтовой траектории наклонной поверхности вращающегося конуса с относительной скоростью  $v$  и ускорением  $dv/dt$ , подобно движению частицы по наклонной плоскости с углом наклона  $\alpha$ . Поэтому воспользуемся ранее выведенной формулой (2) для ускорения:

$$dv/dt = g(\sin \alpha - f \cos \alpha) = g \sin \alpha (1 - f / \text{tg} \alpha) = g \sin(\alpha - \varphi) / \cos \varphi.$$

Из рисунка 6 видно, что нормальная составляющая центробежной силы инерции и равняется  $F_{in} \sin \beta$ , которая определяет дополнительную силу трения  $f F_{in} \sin \beta = f m v^2 \sin \beta / \rho_i$ . Аналогично выражению (2) с дополнительной силой трения получим

$$dv/dt = g \sin \alpha (1 - f / \text{tg} \alpha) - f v^2 \sin \beta / \rho_i \quad (7)$$

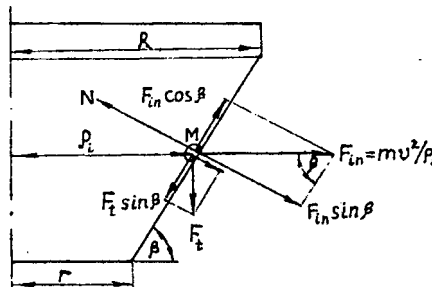


Рис. 6 – К расчету геометрических параметров конуса

Анализ выражения (7) показывает, что с увеличением скорости  $v$  ускорение уменьшается и, при достижении некоторой величины, становится равным нулю, после чего движение становится равномерным. Установившаяся скорость  $v$  определяется из уравнения, если принять, что  $dv / dt = 0$ . Приравняв уравнение (7) нулю, получим  $g \sin \alpha (1 - f / \text{tg} \alpha) = g \sin(\alpha - \varphi) / \cos \varphi = v^2 \text{tg} \varphi \sin \beta / \rho_i$ , откуда находим

$$v = \sqrt{g \rho_i \sin(\alpha - \varphi) / \sin \varphi \sin \beta}. \quad (8)$$

С учётом формулы (1)  $\text{tg} \beta = v^2 / g \rho_i$ , получим

$$\sin(\alpha - \varphi) = \sin\varphi \sin^2\beta / \cos\beta = \sin\varphi \operatorname{tg}^2\beta / \sqrt{1 - \operatorname{tg}^2\beta}. \quad (9)$$

Если начальная скорость  $v = v_n = 0$ , то по уравнению (7) определим максимальное ускорение  $(dv/dt)_{\max} = g \sin\alpha(1 - f / \operatorname{tg}\alpha) = g \sin(\alpha - \varphi) / \cos\varphi$ .

Через некоторое время ускорение уменьшится до нуля, что определит его наименьшую величину  $(dv/dt)_{\min} = 0$ .

Для определения высоты правильного усечённого конуса  $H$  примем приближённо, что структурные элементы имеют наибольший коэффициент трения и движутся со скольжением по наклону с углом  $\alpha$  со средним постоянным ускорением  $asr = (dv/dt)sr = g \sin(\alpha - \varphi) / 2\cos\varphi$ .

Длина пути  $S$  по наклонной плоскости, содержащей образующую конуса, определяется по известной формуле  $S = v^2 / 2asr = g \sin(\alpha - \varphi) / 2\cos\varphi$ , а высота конуса будет  $H = S \sin\alpha$ . Подставив значение величин вместо  $S$  и  $v^2$  из формулы (8), получим  $H = \rho_i \sin\alpha / f \sin\beta$ . Высота конуса, определённая по этой формуле, является наименьшей. Это говорит о том, что структурные элементы, перемещаясь по поверхности конуса с увеличивающейся относительной скоростью  $v$ , всё время удаляясь от оси конуса, покинут её [1].

Если принять для структурных элементов структурного тела коэффициент трения  $f = 0,3$ , угол трения  $\varphi = 17^\circ$ , то при движении с относительной скоростью  $v = 1 \text{ м/с}$  при  $\rho_i = R = 0,2 \text{ м}$  от оси конуса, надо производящую конуса расположить под углом  $\beta$ , который определяется по формуле (1)  $\operatorname{tg}\beta = v^2 / gR = 1 / 9,81 \cdot 0,2 = 0,509$ , что соответствует углу наклона  $\beta = 27^\circ$ .

Угол  $\alpha$  подъёма спирали определяется по формуле (9), подставив значения углов, получим  $\sin(\alpha - \varphi) = 0,067$ , что соответствует  $(\alpha - \varphi) = 3^\circ 50'$ . Отсюда  $\alpha = 17^\circ + 3^\circ 50' = 21^\circ$ .

Следовательно наименьшая высота конуса при этих значениях углов будет

$$H = R \sin\alpha / f \sin\beta = 0,2 \cdot \sin 21^\circ / 0,3 \cdot \sin 27^\circ = 0,53 \text{ м}$$

Из этого следует, что все структурные элементы структурного тела отвечают условию, когда они плотно прилегают друг к другу, и в следующий момент времени  $t_2$  будут вытолкнуты за пределы конуса. Чтобы это явление ограничить, необходимо к конусу со стороны большего диаметра присоединить кольцо цилиндрической формы. Высота  $H$  конуса может быть уменьшена за счёт определения точки на конусе, в которую должны поступать структурные элементы по приведенным расчётным формулам. Для этого со стороны меньшей окружности конуса устанавливается дополнительное приспособление [3].

## ЛИТЕРАТУРА

1. Математическая энциклопедия. Под ред. Виноградова И.М. // М.: Советская энциклопедия. – Т.2. – 1979. – С.575 - 589, -- Т.5. – 1985. – С.435-446.
2. Градштейн И.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. // Градштейн И.С., Рыжик И.М. – М.: Наука. – 1971. – 1108 с.
3. Протасеня М.Л., Ларченков Л.В. Способ и устройство для рассева сыпучих материалов по поверхности поля. Патент 6659 РБ. // М.Л. Протасеня, Л.В. Ларченков. – Минск. – 2004. – 5 с.

УДК 539.3

Чигарев А.В., Шукевич Т.В., Ручан М.В.

### ОЦЕНКА ВРЕМЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ СМЫКАНИЯ БЕРЕГОВ ТРЕЩИНЫ, РАСПОЛОЖЕННЫХ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ТРУБЫ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Метод заключается в создании пластического слоя в трубе, за счет концентраторов напряжений (микротрещин). В результате дислокации начнут свое движение. Вследствие чего материал этого слоя уплотнится и берега трещины сомкнутся.*

Постановка задачи

Трубы, работающие под внутренним давлением, в процессе эксплуатации накапливают в поверхностном слое трещины. Проблема продления срока службы трубопроводов состоит в том, чтобы разработать методику залечивания поверхностных трещин.

#### Методика залечивания поверхностных трещин

Прежде всего, необходимо оценить степень поврежденности рубы, используя параметр трещиноватости слоя. Определить, находится ли этот слой в докритическом состоянии, не приведет ли увеличение внутреннего давления в трубе к росту трещин и последующему разрушению.

Внешний слой трубы 3 является трещиноватым, обладает рядом эффективных упругих и пластических свойств, а также сжимаемостью (рис. 1).

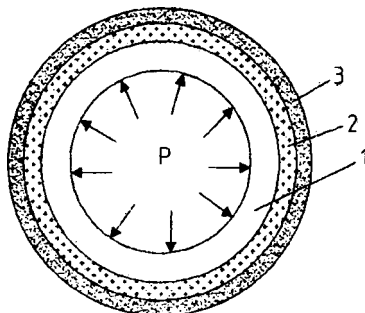


Рис. 1 – Труба под действием внутреннего давления

Внутренним давлением вводим внешний слой трубы 3 в пластическое состояние, так, чтобы зона пластичности охватывала трещины по всей длине.

В слое 2 содержится высокая концентрация дислокаций. Которые, при введении трещиноватого слоя в состояние ползучести, начнут движение к устью трещины. Вследствие чего материал этого слоя уплотнится, т.е. займет меньшую площадь. После того, как необходимое для закрытия трещин количество дислокаций выйдет на поверхность, снимаем нагрузку. Закрытие трещин будет осуществляться под действием стягивающих напряжений, возникших в результате уменьшению радиуса слоя 2.

#### Предположения

Площадь трещиноватого кольца уменьшится на суммарную площадь трещин. То есть на поверхность выйдет такое количество дислокаций, суммарная площадь которых равна по величине суммарной площади трещин.

Скорость дислокаций непрерывна.

Интенсивность деформаций ползучести определяется степенным законом.

Определение временных параметров для одной трещины

Рассмотрим поверхностную трещину, имеющую незначительное раскрытие. Моделью данной трещины является тонкий разрез. Взаимодействие берегов трещин, отстоящих друг от друга, пренебрежительно мало, при этом считают, что поверхность свободна от напряжений. В устье трещины, где раскрытие берегов меньше некоторого  $\Delta$ , интенсивно действуют молекулярные (или атомные) силы притяжения. Эти силы принимаются равными некоторой постоянной величине  $\sigma_0$ , близкой по значению пределу прочности материала. При смыкании берегов до некоторого расстояния  $\Delta$ , трещина под действием молекулярных сил мгновенно срастается, и ее длина уменьшается.

Материал в окрестности трещины находится в пластическое состояние  $f(\sigma_{ij})=0$ , причем считаем, что материал сжимаем, т.е. зависит от первого инварианта, в первом приближении не зависит. Движение дислокаций происходит под действием напряжений чистого сдвига по направлениям линий скольжения (рис. 2).

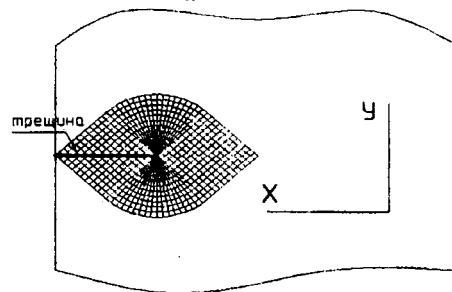


Рис. 2 – Линии скольжения

Вдоль линии  $\alpha$  направлена скорость  $U$ , а вдоль линии  $\beta$  – скорость  $V$ . Примем, что скорость дислокаций величина постоянная в данном материале, причем  $V_{длс} = V = U$ , следовательно, результирующая скорость движения дислокации направлена по вертикальной оси. Интенсивность деформаций ползучести определяется степенным законом

$$\dot{\epsilon} = B_1 \cdot \sigma^m$$

где  $B_1$ ,  $m$  – постоянные, характерные для данного материала ( $B_1$  – коэффициент ползучести,  $m$  – показатель ползучести)

Таким образом, скорость накопления дислокаций на поверхности трещины прямо пропорциональна напряжению. В свою очередь напряжение в окрестности вершины трещины обратно пропорционально расстоянию, отсчитываемому от вершины

$$\sigma = \frac{K_1}{4 \cdot \sqrt{2\pi \cdot r}}$$

где  $K_1$  – коэффициент интенсивности напряжений для трещин I-го типа, зависящий от формы и размеров тела, схемы нагружения.

Для определения времени накопления дислокаций, необходимых для закрытия одной трещины, воспользуемся следующей методикой. Будем считать, что дислокация условно представляет собой некоторое материальное тело с условной площадью. Следовательно, для закрытия трещины необходимо определенное количество дислокаций, суммарная площадь которых будет равна площади трещины. Построив для данного вида трещины поле скольжения с необходимой частотой линий, разделим берег трещины на количество  $n$  равных отрезков, соответствующее выбранному шагу (рис. 3).

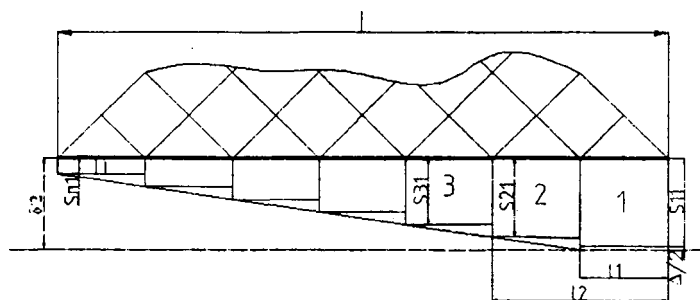


Рис. 3 – Расчетная модель половины трещины областей  $S_{ji}$ , где  $i$  – номер области,  $j$  – индекс времени, за которое произошло перемещение области

Трещина имеет длину  $l$ , тогда  $l_1 = \frac{l}{n}$ ,  $l_n = \frac{l}{n} \cdot (\sum_1^n 1^n)$ . Величина  $\Delta/2$  определяет половину расстояния между берегами, на котором начинают действовать молекулярные силы притяжения. Следовательно, берег трещины должен сомкнуться на расстояние  $S_{11} = \frac{\delta}{2} - \frac{\Delta}{2}$ , где  $\frac{\delta}{2}$  – половина раскрытия берегов трещины. Поскольку скорость накопления дислокаций на поверхности, а, следовательно, и скорость смыкания берегов в области 1 больше, чем в области 2, то за равный промежуток времени  $t_1$  трещина сомкнется на расстояние  $S_{11}$  в области 1 и на расстояние  $S_{21}$  в области 2, причем  $S_{11} > S_{21}$ . Тогда

$$t_1 = \frac{S_{11}}{V_{11}} = \frac{S_{21}}{V_{21}} \Rightarrow S_{21} = \frac{S_{11} \cdot B_1 \left( \frac{K_1}{4\sqrt{2\pi \cdot 2l}} \right)^m}{B_1 \left( \frac{K_1}{4\sqrt{2\pi \cdot l}} \right)^m} = S_{11} \cdot 2^{-m/2}$$

где  $V_{11}$ ,  $V_{21}$  скорости смыкания первой и второй области соответственно при длине трещины равной  $l$ .

Для уменьшения длины трещины на величину  $l_2$ , необходимо, чтобы берега трещины в области 2 переместились на расстояние  $S_{21} + S_{22}$  за время  $t_2$  (рис. 4). Причем при изменении длины изменится  $K_1$ , следовательно, необходимо произвести перерасчет напряжений в окрестности трещины при новой длине трещине и нагрузке.

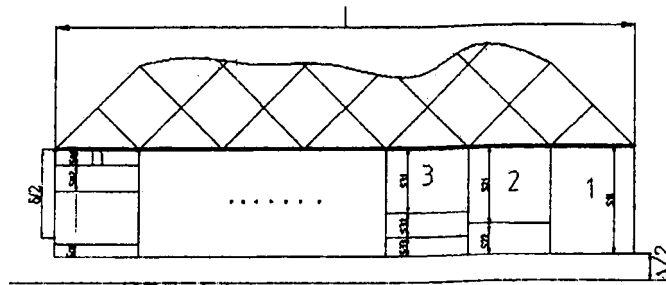


Рис. 4 – Движение областей берега трещины с течением времени

Тогда

$$S_{22} = S_{11} - S_{21} = S_{11} - S_{11} \cdot 2^{-m/2},$$

$$t_2 = t_1 + \frac{S_{22}}{B_1 \cdot \sigma_{i2}^m},$$

где  $\sigma_{i2}$  - напряжения в области 2 при длине трещины ( $l-l_1$ )

Выполняя аналогичные действия для каждой области, найдем время закрытия трещины:

$$t_n = \sum_{k=1}^n \frac{S_{kk}}{B_1 \cdot \sigma_{ik}^m}, \text{ где}$$

$$S_{kk} = S_{ll} + \sum_{p=1}^{k-2} ((-1)^p \cdot S_{pp} (k - (p - 1)))^{-m/2} - S_{(k-1)(k-1)} \cdot 2^{-m/2}, k=(3...n), k, n \in N$$

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Качанов Л.М. Теория ползучести// Физматгиз. – 1960. – С. 20

УДК 539.4:620.2+519.621.64

Ширвель П.И., Кулак Т.И.

#### МОДЕЛИРОВАНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТРУБОПРОВОДА АЭС

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Проведена постановка задачи об упруговязкопластическом деформировании длинных полых тел цилиндрической геометрии при квазистатическом нагружении. Разработана механико-математическая модель процесса деформирования. Получены разрешающие выражения для определения напряженно-деформированного состояния трубопровода в перемещениях. Рассмотрена схема и пример расчета для отрезка трубопровода главного циркуляционного контура АЭС.*

Как известно, соединение между собой отдельных агрегатов любой атомной электростанции (АЭС) требует большого числа трубопроводов. Поэтому трубопроводы занимают центральное место в проблеме ресурса эксплуатации. Кроме главных, существует большое количество вспомогательных трубопроводов различных диаметров и назначений. Эти элементы являются наиболее многочисленной группой конструкции энергоблока (общая протяженность трубопроводов на АЭС достигает несколько километров). Учитывая то обстоятельство, что по трубопроводам проходит радиоактивная среда, очевидно, что проектированию и расчетам на прочность трубопроводов АЭС должно уделяться большое внимание. От надежности их эксплуатации во многом зависит безотказная и безопасная работа всей



станции в целом. Кстати, замена трубопроводов (или ремонт) связана, как правило, с большими материальными затратами (стоимость их достигает 10% общей стоимости оборудования станции).

Отмечено [1], что существующие методы и нормы, к сожалению, на данный момент либо не дают адекватного решения этих задач, либо расчет по ним достаточно трудоемкий. Рассмотрение особенностей работы элементов АЭС показывает, что решение задачи об определении напряженно-деформированного состояния (НДС) в полном объеме затруднительно даже на современных высокопроизводительных ПЭВМ. Поэтому целью данной работы является построение простого и доступного для инженерно-

расчетного персонала механико-математического аппарата определения НДС. В процессе расчета должно осуществляться пошаговое моделирование деформаций трубопровода, причем приращение деформации ползучести должно определяться согласно интерполированным кривым ползучести, характерным для рассматриваемого случая.

Постараемся в данной статье учесть все вышеотмеченные моменты, однако первоначально сделаем некоторые предположения: считаем, что справедлив принцип аддитивности для деформаций

различного происхождения; законы пластичности и ползучести, установленные на основе простейших испытаний, как правило, одноосных, можно распространить на сложное НДС; считаем пропорциональными девиаторы напряжений и приращений пластических деформаций и деформаций ползучести.

Рассмотрим НДС толстостенного однородного длинного цилиндра (рисунок 1), находящегося в неравномерном температурном поле  $T(r)$  под действием внутренней боковой нагрузки  $P_a(t)$  и продольного усилия  $N_z$  в условиях пластичности и ползучести (модель НДС трубопровода). Условия равновесия (уравнение Навье) для такой модели (после исключения из них касательных напряжений) сводятся к системе из двух уравнений:

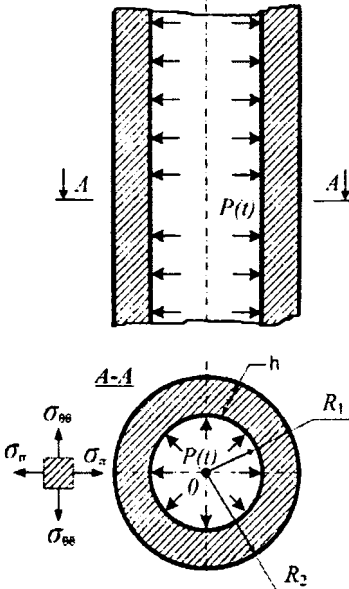


Рис. 1 – Модель НДС сечения трубопровода

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} = 0; \\ \frac{d\sigma_{zz}}{dz} = 0. \end{cases} \quad (1)$$

Возникающие при этом в толстостенном цилиндре упругопластические деформации должны также удовлетворять уравнению совместности деформаций:

$$\frac{\partial \epsilon_{rr}}{\partial r} + \frac{\epsilon_{rr} - \epsilon_{\theta\theta}}{r} = 0. \quad (2)$$

Обозначим через  $\epsilon_{rr}$ ,  $\epsilon_{\theta\theta}$  и  $\epsilon_{zz}$  полные деформации в трех главных направлениях. Соотношения между деформациями и перемещениями представим в виде геометрических уравнений (соотношений Коши):

$$\begin{aligned} \epsilon_{rr} &= \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \epsilon_{\theta\theta} = \frac{u}{r}; \\ \epsilon_{zz} &= \text{const} = C_1, \end{aligned} \quad (3)$$

где  $u$  компоненты вектора перемещения в радиальном направлении.

Заметим, что трубопроводы АЭС работают в условиях переменных температур, как при нормальной эксплуатации, так и еще в большей мере в процессах остановок и расхолаживания, а также при разогреве и пуске после остановки. В результате изменения температуры среды меняется температура металла, а поэтому и длина трубопроводов. Это в ряде случаев может привести к разрушению труб и аварии на АЭС. Нерегулярный режим работы реактора может также привести к возникновению знакопеременных остаточных деформаций, причем неупругое деформирование связано как с высокими напряжениями (мгновенная пластическая деформация), так и накапливаемыми во времени деформациями ползучести (в основном тепловой). В связи с этим, в соотношениях,

используемых при механическом анализе в случае упругого деформирования, добавим к упругим деформациям члены, описывающие термическое расширение и постоянно накапливаемые деформации, вызванные ползучестью и пластическим течением. Также заметим, что для материалов трубопровода первого контура, несмотря на то, что эти трубопроводы охлаждаются непосредственно сам реактор, не характерна радиационная деформация (радиационное распухание), так как эти элементы не облучаются достаточной плотностью нейтронного потока (менее  $10^{17}$  нейтр/см<sup>2</sup>·ч).

Таким образом, уравнения для суммарной деформации, используемые при расчетном моделировании НДС, приобретают вид:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{rr} &= \varepsilon_{rr}^e + \varepsilon_{rr}^p + \varepsilon_{rr}^c + [\alpha(T)T - \alpha_0 T_0] \\ \varepsilon_{\theta\theta} &= \varepsilon_{\theta\theta}^e + \varepsilon_{\theta\theta}^p + \varepsilon_{\theta\theta}^c + [\alpha(T)T - \alpha_0 T_0] \\ \varepsilon_{zz} &= \varepsilon_{zz}^e + \varepsilon_{zz}^p + \varepsilon_{zz}^c + [\alpha(T)T - \alpha_0 T_0] \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где  $\varepsilon^T$  – температурное расширение;  $\alpha$ ,  $\alpha_0$  – текущее и начальное значение коэффициента линейного расширения;  $T$ ,  $T_0$  – конечное и начальное значение температуры трубопровода;  $\varepsilon_{ij}^p$  и  $\varepsilon_{ij}^c$  деформации пластичности и ползучести соответственно;  $i, j = r, \theta, z$ .

Заметим, что уравнения (4) применимы при соответствующих значениях модуля Юнга  $E$ , коэффициента Пуассона  $\nu$  и характеристик материалов, используемых при описании термического расширения, деформаций пластичности и ползучести. Примем во внимание тот факт, что радиоактивность в трубопроводах, в силу малых значений плотности потока быстрых нейтронов, не приводит к изменению как кратковременных (модуль Юнга, коэффициент Пуассона, коэффициент термического расширения, предел текучести) так и длительных (предел ползучести, предел длительной прочности, параметры закона ползучести) механических характеристик материала трубопровода. При этом предполагаем, что модуль Юнга, коэффициент Пуассона и коэффициент теплового расширения не зависят от температуры. Исходя из вышесказанного, принимаем, что

$$\alpha(T) = \alpha_0 = \alpha = const. \quad (5)$$

Зададим неупругие деформации для данной модели НДС. Неупругие объемные деформации в толстостенном цилиндре определим следующим образом:

$$\varepsilon^T = \alpha T(r), \quad (6)$$

где  $T(r)$  заданные функции распределения температуры материала трубопровода. Как известно, распределение температурного поля в толстостенном цилиндре задается функцией вида [2]:

$$T(r) = \frac{q_s}{\lambda} \cdot R_B \ln \frac{R_H}{r} + T_H, \quad (7)$$

где  $R_B$  и  $R_H$  – внутренний и наружный радиусу цилиндра,  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала трубопровода,  $q_s$  – тепловой поток, подводимый с внутренней поверхности трубы,  $\alpha$  – коэффициент линейного расширения топливного материала,  $T_H$  – температура внешней среды. Заметим, что если известны одновременно температуры наружной и внутренней поверхности трубы, то дополнительно справедливы формулы:

$$T(r) = \frac{T_H - T_B}{\ln \frac{R_H}{R_B}} \ln \frac{r}{R_B} + T_B, \quad (8)$$

$$T(r) = \frac{T_H - T_B}{\ln \frac{R_H}{R_B}} \ln \frac{r}{R_H} + T_H, \quad (9)$$

Таким образом, окончательно для данной задачи компоненты тензора деформаций можно представить суммой компонентов упругой деформации, мгновенной пластической деформации, деформации ползучести и температурного расширения:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{rr} &= \frac{1}{E} (\sigma_{rr} - \nu(\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{zz})) + \varepsilon^T + \varepsilon_{rr}^P + \varepsilon_{rr}^c; \\ \varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{E} (\sigma_{\theta\theta} - \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{zz})) + \varepsilon^T + \varepsilon_{\theta\theta}^P + \varepsilon_{\theta\theta}^c; \\ \varepsilon_{zz} &= \frac{1}{E} (\sigma_{zz} - \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta})) + \varepsilon^T + \varepsilon_{zz}^P + \varepsilon_{zz}^c \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Или в тензорном виде деформации для длинного толстостенного цилиндра примут вид:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{E} [(1 + \nu)\sigma_{ij} - 3\nu\delta_{ij}\sigma] + \delta_{ij}\varepsilon_{ij}^T + \varepsilon_{ij}^P + \varepsilon_{ij}^c, \quad (11)$$

где

$$\varepsilon_{ij}^T = \alpha\Delta T(r) \quad (12)$$

$\sigma$  – среднее или гидростатическое давление:

$$\sigma = \frac{\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta} + \sigma_{zz}}{3}. \quad (13)$$

$i, j = r, \theta, z$ ;  $\delta_{ij}$  – символ Кронекера:

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1, & i = j; \\ 0, & i \neq j. \end{cases} \quad (14)$$

Кроме того, на боковых поверхностях справедливы условия:

$$\sigma_{rr}(a) = -p_a(t); \quad \sigma_{rr}(b) = 0, \quad (15)$$

А на торцах выполняется равенство

$$\int_a^b \sigma_{zz} r dr = \frac{p_a a^2}{2}; \quad (16)$$

где  $R_1 = a$ ,  $R_2 = b$ .

Предположим, что

$$\varepsilon_{ij}^P - \delta_{ij}\varepsilon^P = \frac{3}{2} \frac{\varepsilon_u^P}{\sigma_u} (\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma), \quad (17)$$

где  $\varepsilon_u^P = (\sigma_u, T)$  – функция пластичности материала с учетом нагрева,  $\varepsilon_u^P$  и  $\sigma_u$  интенсивности пластических деформаций и напряжений соответственно.

$$\varepsilon_u^P = \sqrt{\frac{2}{3} I_{ij}^P I_{ij}^P}; \quad (18)$$

$$\sigma_u = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}}. \quad (19)$$

Девяторы деформаций и напряжений соответственно равны:

$$I_{ij}^P = \varepsilon_{ij}^P - \delta_{ij}\varepsilon^P, \quad \varepsilon^P = \frac{1}{3} \varepsilon_{ii}^P; \quad (20)$$

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma, \quad \sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ii}. \quad (21)$$

Учитывая условие не сжимаемости материала, имеем

$$\varepsilon_{ii}^P = 0. \quad (22)$$

Тогда выражение (17) примет окончательный вид

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{\varepsilon_u^p}{\sigma_u} s_{ij}; \quad (23)$$

где  $\varepsilon_u^p = f(\sigma_u, T(r))$  – функция, описывающая пластичность материала (определяется на основе экспериментальных данных) с учетом нагрева. Закон изменения интенсивности скорости пластичности считаем известным [3]:

$$\varepsilon_u^p = A \sigma_u^B, \quad (24)$$

где  $A$  и  $B$  – параметры пластичности, определяемые экспериментально.

Выберем критерий, по которому будем определять момент наступления необратимого пластического формоизменения. Учитывая, что условие текучести Губера-Мизеса лучше согласуется с опытными данными, чем условие Треска-Сен-Венана, и удобства, с математической точки зрения, ее использования в качестве условия пластичности выбираем именно этот критерий.

$$\sigma_T \geq \sigma_u^{\max}, \quad (25)$$

здесь  $\sigma_u^{\max}$  – наибольшая интенсивность напряжений, полученная в данной точке тела, определяемая по соотношению (19),  $\sigma_T$  – предел текучести материала.

Как было отмечено, конструкционные узлы современных ядерных энергетических установок находятся в напряженном состоянии и при этом работают при повышенных температурах. Поэтому одной из главных причин изменения их размеров является ползучесть. Для определения НДС рассматриваемой модели используем одну из основных теорий, описывающих ползучесть материала – теорию течения [4,5]. Зададим ползучесть в виде, учитывающим радиационную и тепловую составляющие:

$$\dot{\varepsilon}_u^c = K \sigma_u + M \sigma_u^m, \quad (26)$$

где  $K, M$  – модуль радиационной и тепловой ползучести соответственно,  $m$  – показатель тепловой ползучести ( $5 < m < 6$ ),  $\sigma_u$  – интенсивность напряжений. Обратим внимание на то, что в материалах трубопроводов первого контура, несмотря на то, что эти трубопроводы охлаждаются непосредственно сам реактор, радиационная ползучесть не наблюдается, так как эти трубопроводы не облучаются достаточным потоком нейтронов, поэтому в расчёте радиационную ползучесть не учитываем.

Модуль температурной ползучести материала в выражении (26) подчиняется закону:

$$M = B_0 \exp\left(\frac{-Q}{R_0 T(r)}\right), \quad (27)$$

где  $B_0, Q$  – параметры, определяющие тепловую ползучесть материала,  $R_0$  – газовая постоянная. Таким образом, при известном законе изменения интенсивности скорости ползучести  $\dot{\varepsilon}_u^c = f(\sigma_u, t, T(r))$ , скорости деформации ползучести на каждом временном шаге определим из выражений:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ij(n)}^c &= \varepsilon_{ij(n-1)}^c + \Delta_n \varepsilon_{ij}^c; \\ \Delta_n \varepsilon_{ij}^c &= \dot{\varepsilon}_{ij(n-1)}^c \Delta_n t; \\ \dot{\varepsilon}_{ij(n-1)}^c &= \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_u^c(n-1)}{\sigma_u^c(n-1)} s_{ij(n-1)}; \\ \dot{\varepsilon}_u^c &= f(\sigma_u, t, T(r)). \end{aligned} \quad (28)$$

Заметим, что здесь  $\sigma_u$  – интенсивность напряжений, найденная в результате решения упругопластической задачи.

В первом приближении принимаем гипотезу плоской деформации  $\varepsilon_{zz} = \varepsilon_{11} = 0$ , так как продольный размер реального участка трубопровода достигает 10-12 м, что в несколько десятков раз больше поперечного, и выражаем из (11) все компоненты тензора напряжения. Отметим, что этот процесс

достаточно прост, но в то же время довольно громоздкий и утомителен. Поэтому сразу остановимся на окончательных результатах. Где, принимая во внимание тот факт, что материал при пластических изменениях несжимаем и то, что деформация ползучести происходит при постоянном объеме, следовательно, компоненты  $\varepsilon^p$  и  $\varepsilon^c$  связаны условиями несжимаемости [9]. Учитывая соотношения Коши (3) и условия несжимаемости при пластичности и ползучести, компоненты тензора напряжений примут вид:

$$\begin{aligned}\sigma_{rr} &= \frac{E}{(1+\nu)} \left( \frac{du}{dr} + \frac{\nu}{1-2\nu} \left( \frac{du}{dr} + \frac{u}{r} - 3\alpha T \right) - (\alpha T + \varepsilon_{rr}^p + \varepsilon_{rr}^c) \right); \\ \sigma_{\theta\theta} &= \frac{E}{(1+\nu)} \left( \frac{u}{r} + \frac{\nu}{1-2\nu} \left( \frac{du}{dr} + \frac{u}{r} - 3\alpha T \right) - (\alpha T + \varepsilon_{\theta\theta}^p + \varepsilon_{\theta\theta}^c) \right); \\ \sigma_{zz} &= \frac{E}{(1+\nu)} \left( \varepsilon_z + \frac{\nu}{1-2\nu} \left( \frac{du}{dr} + \frac{u}{r} - 3\alpha T \right) - (\alpha T + \varepsilon_{zz}^p + \varepsilon_{zz}^c) \right);\end{aligned}\quad (29)$$

Уравнения (29) подставляются в уравнение равновесия (1) и получается следующее дифференциальное уравнение для радиальных перемещений:

$$\begin{aligned}\frac{d}{dr} \left[ \frac{1}{r} \frac{d(ru)}{dr} \right] &= \left( \frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \left( \frac{d(\varepsilon_{rr}^c + \varepsilon_{rr}^p)}{dr} + \frac{\varepsilon_{rr}^c - \varepsilon_{\theta\theta}^c + \varepsilon_{rr}^p - \varepsilon_{\theta\theta}^p}{r} \right) + \\ &+ \left( \frac{1+\nu}{1-\nu} \right) \frac{d}{dr} (\alpha T)\end{aligned}\quad (30)$$

Замыкаем данную систему граничными условиями (16) и (17).

Таким образом, определение НДС поставленной задачи сводится к решению системы уравнений равновесия (30) с учетом граничных условий (16) и (17). Для определения НДС с учетом вязкопластических свойств необходимо разрешить задачу деформирования относительно основных характеристик НДС без учета пластичности и ползучести (при нулевом времени). Зная вектор перемещения точек толстостенного цилиндра по указанным выше формулам (3) и (29) легко построить тензоры деформаций и напряжений в любой точке трубы. После чего необходимо проверить выполнение условия пластичности (25). Если условие нарушено, то на данном шаге счета в выражениях опускаются составляющие пластической деформации. А в случае выполнения – учитываются остаточные пластические деформации по соотношениям (23) только в тех точках, где выполняется условие пластичности. Аналогично можно определить значение деформации ползучести для первого промежутка времени  $dt$  по выражениям (28) и пересчитать величины тензоров деформаций и напряжений с учетом ползучести материала за любой промежуток времени. Таким образом, находится численное решение задачи с учетом необратимых деформаций. Зная вектор перемещения, можем построить тензоры деформаций и напряжений в любой точке по длине участка трубопровода с последующей оценкой его НДС на основе того или иного критерия.

Численного решения данной задачи можно получить, используя метод конечных разностей (МКР) и метод матричной прогонки, подробно расписанные в работе [6]. С помощью этих методов по выражениям (30), (29), (27) и (3) легко получить решение системы нелинейных уравнений, являющейся для данного случая уравнений с постоянными коэффициентами системой эллиптического типа. Для численного решения краевой задачи (30) необходимо перейти от дифференциального неоднородного уравнения второго порядка к системе нелинейных уравнений, линеаризовать уравнения и получить решение полученной СЛАУ. Таким образом, заменяя производные по радиусу центральными разностями, систему дифференциальных уравнений сводим к разностной системе нелинейных уравнений относительно искомых функций перемещения. В основу метода решения разностной системы уравнений положен метод матричной прогонки [7,8]. Для вычисления коэффициентов прогонки получены рекуррентные соотношения. И так как коэффициент разностной системы, представленной в каноническом виде, меньше по абсолютной величине единицы, следовательно, при вычислении коэффициентов прогонки ошибки округления не возрастают, что позволяет надеяться, что метод решения сходящийся.

В качестве примера расчета рассмотрим НДС отрезка трубопровода главного циркуляционного контура для первой очереди Ново-Воронежской АЭС. В алгоритме предусмотрим учет напряжений в окружном направлении (вследствие действия внутреннего давления), а также остаточных и

температурных напряжений. Считаем, что отрезок трубы, изготовленной из стали типа 12Х18Н10Т с внутренним диаметром 500 мм и толщиной 25мм(500х25) в течение длительного времени (от 1000 до 10000 ч.) находится при постоянной температуре  $T=490^{\circ}\text{C}$ . Как и ранее, коэффициент линейного расширения материала трубы, пределы текучести и модуль упругости которые в общем случае есть линейные функции температуры, считаем постоянными во время всего процесса нагружения. Упруго пластические свойства материала описываются соотношениями (23). В результате, для определения перемещений и напряжений участка данного трубопровода при сложном нагружении была разработана компьютерная программа, реализующая алгоритм расчета по МКР методом матричной прогонки. Результатом реализации вышеперечисленного алгоритма в пакете MathCad стали значения перемещений (максимальное перемещение соответствовало 0,016мм при  $r=17\text{мм}$ ) и напряжений для данного участка трубопровода. Графическое распределение радиальных и окружных напряжений представлены на рисунке 2. Как видно, для труб реакторов первого контура, которые нагружены внутренним механическим давлением и неравномерным температурным полем эквивалентное напряжение меньше предельно допустимого и условие прочности выполняется.

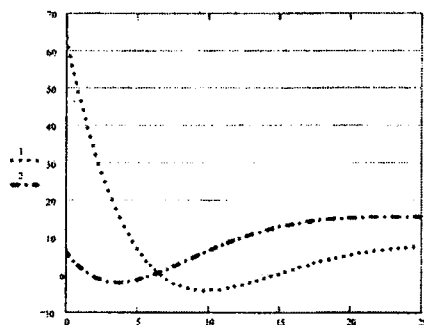


Рис. 2 – Распределение радиальных (1) и окружных (2) напряжений в трубопроводе, МПа

Проведем расчет ползучести данного отрезка трубопровода в течение длительного времени ( $t=10000\text{ч}$ ) при постоянной температуре. В расчете будем использовать интерполированные экспериментальные кривые ползучести, полученные в результате испытания стандартных образцов на ползучесть при различных напряжениях.

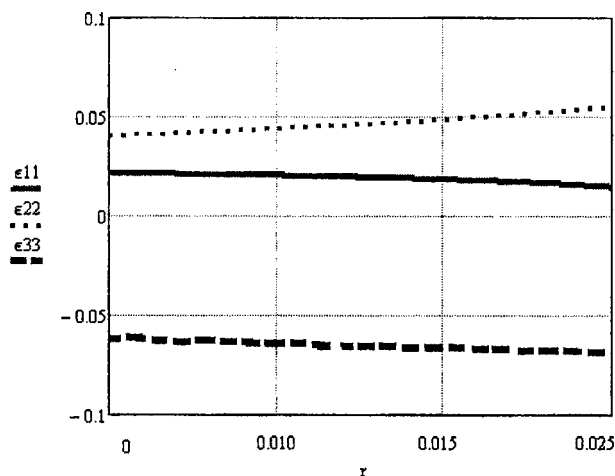


Рис. 3 – Распределение деформации ползучести по сечению трубопровода при  $t=10^4\text{ч}$  ( $\epsilon_{11}$ ,  $\epsilon_{22}$ ,  $\epsilon_{33}$  – соответственно радиальные, окружные и осевые компоненты деформации ползучести)

Результаты расчета представлены в виде кривых ползучести вдоль радиуса трубопровода. Как видно из рисунка 3, значения деформации ползучести со временем могут достигать значительных величин (до 6% при  $10^4\text{ч}$  работы), что необходимо учитывать при определении рабочего ресурса и запаса прочности для такого элемента. Так как полученные экспериментальные и расчетные данные показывают значительное влияние деформаций ползучести на прочностные характеристики конструкционных

материалов, что подтверждает ее важность учета в расчетах. Из графика видно, что наибольшее приращение (для данного случая) получает окружная деформация ползучести, что можно легко объяснить увеличением со временем работы диаметра толстостенного цилиндра (текущего участка трубопровода). Заметим, что результаты расчета сравнены с экспериментальными данными [1] и выявлено их хорошее соответствие.

Таким образом, при длительной эксплуатации трубопроводов АЭС в условиях сложного нагружения при повышенных температурах необходим учет эффекта формоизменения вследствие термического расширения, пластичности и ползучести. Неучет деформационного характера нагружения трубопровода, проявляющегося в релаксации напряжений, и нестационарности нагружения и температурного распределения может привести к неверной оценке реальных величин деформаций. При этом решение задачи должно включать в себя моделирование процесса деформирования трубопровода на каждом шаге нагружения. В этой связи, разработанная механико-математическая модель и алгоритм нахождения основных характеристик НДС для длинного толстостенного цилиндра, являющимся в общем случае моделью участка трубопровода АЭС может быть реальным инструментом для прогнозирования ресурса данных элементов конструкций (пуская и в первом приближении). Так как предложенный в работе подход для определения НДС трубопроводов весьма выгоден в силу простоты реализации, отсутствия дополнительных экспериментальных исследований и удовлетворительной точности получаемых результатов.

Авторы работы выражают глубокую благодарность д.ф.-м.н., профессору И.С. Куликову и д.т.н., профессору Б.Е. Тверковкину за плодотворные обсуждения и дискуссии в Белорусском национальном техническом университете и ГНУ «ОИЭЯИ-Сосны» НАН Беларуси.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Стасенко, И.В. Расчет трубопроводов на ползучесть//М.: Машиностроение, 1986 – 256с.
2. Займовский, А.С. Тепловыделяющие элементы атомного реактора/ А.С. Займовский, В.В. Калашников, Головин И.С – М.: Атомиздат, 1970 – 517с.
3. Куликов, И.С. Прочность элементов конструкций при облучении / И.С. Куликов, В.Б. Нестеренко, Б.Е. Тверковкин. – Минск: Наука и техника, 1990. – 144с.
4. Писаренко, Г.С. Уравнения и краевые задачи теории пластичности и ползучести / Г.С. Писаренко, Н.С. Мажарский – Киев: Наукова думка, 1981. – 496с.
5. Работнов, Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. М.:Наука. 1979. 744с.
6. Ширвель, П.И. Решение радиационно-термоупругой задачи для сплошного цилиндра / П.И. Ширвель, И.С. Куликов//Республиканский межведомственный сборник научно-технических статей «Теоретическая и прикладная механика». Минск, 2008, Вып.23, С.55-63.
7. Рихтмайер, Р.Д. Разностные методы решения краевых задач / Р.Д. Рихтмайер, К. Мортон. – М.: Мир, 1972. – 418с.
8. Победря, Б.Е. Численные методы в теории упругости и пластичности. – М.: Изд-во МГУ, 1981. – 344с.

УДК 629.113.073

Гурвич Ю.А., Сафронов К.И.

### ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ВИРТУАЛЬНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ УПРАВЛЯЕМОСТИ И УСТОЙЧИВОСТИ ДВИЖЕНИЯ МНОГООСНЫХ КОЛЕСНЫХ МАШИН

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В статье описана методика исследования характеристик управляемости и устойчивости многоосных транспортных средств в пакете SolidWorks Motion. Разработана динамическая модель двух-, трех- и четырехосных транспортных средств, с помощью которой посредством виртуальных испытаний определены показатели управляемости и устойчивости движения машины. Приведены результаты виртуальных испытаний. Показано, что виртуальное моделирование позволяет в значительной степени сократить стадию проектирования и объем натурных испытаний машин.*

Проблема обеспечения управляемости и устойчивости транспортных средств и мобильного технологического оборудования до сих пор остается актуальной и однозначно до конца не решена [1 – 5]. Наиболее остро эта проблема встает при проектировании многоосных транспортных средств и машин с шарнирно-сочлененной рамой, поскольку их производительность в основном зависит от способности маневрировать в стесненных условиях при значительных габаритах и грузоподъемности машин. Такие машины должны также обладать повышенной проходимостью, грузоподъемностью и поэтому они находят своё применение в строительной, горнодобывающей, лесохозяйственной и других отраслях промышленности и народного хозяйства.

Исследование динамических характеристик этих машин с использованием аналитических методов [1, 2] сопряжено со сложностью решения системы дифференциальных уравнений с большим количеством неизвестных.

Применение методов виртуального моделирования также позволяют исследовать характеристики маневренности и устойчивости автомобиля в динамической постановке, т.е. воспроизвести поведение объекта с учётом массово-инерционных характеристик, конструктивных особенностей рамы и ходовой части.

В данной работе, в отличие от [3], описана методика расчёта показателей маневренности и устойчивости многоосных машин: двухосный автомобиль МАЗ 5551, трехосный – МАЗ 6517, четырехосный – МАЗ 6516, которая базируется на построении модели и проведении виртуальных испытаний в пакете SolidWorks Motion [6].

В основу методики расчета характеристик управляемости и устойчивости движения многоосных машин (в соответствии с ГОСТ [7 – 9]) в пакете SolidWorks Motion входит:

1. определение радиусов траекторий установившегося поворота при различных скоростях движения;
2. определение углов поворота колес, при которых наблюдается потеря устойчивости машины, совершающей установившийся поворот;
3. определение предельных углов бокового крена машины, совершающей установившийся поворот;
4. определение силовых характеристик взаимодействия колес машины с полигоном при установившемся повороте;
5. определение траекторий неустановившегося поворота при различных скоростях движения;
6. определение углов поворота управляемых колес, при которых наблюдается потеря устойчивости машины, совершающей неустановившийся поворот;
7. определение предельных углов бокового крена машины, совершающей неустановившийся поворот;
8. определение силовых характеристик взаимодействия колес с полигоном при неустановившемся повороте.

Исследования динамических характеристик движения двухосных машин. В качестве объекта исследования динамических характеристик двухосных рассмотрим самосвал МАЗ 5551, общий вид которого приведен на рисунке 1, а виртуальная модель – на рисунке 2.

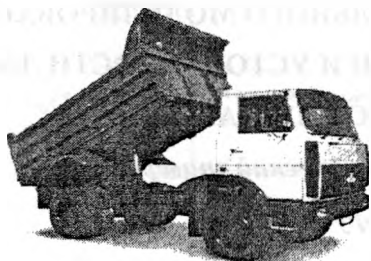


Рис. 1 – Общий вид автомобиля МАЗ 5551

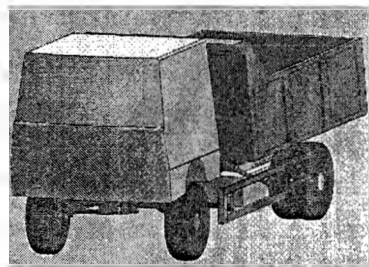


Рис. 2 – Виртуальная модель автомобиля МАЗ 5551

Модель многоосных машин состоит из рамы, колёс, передней оси, рулевой трапеции, кабины и кузова. Все основные части модели имеют следующие взаимосвязи:

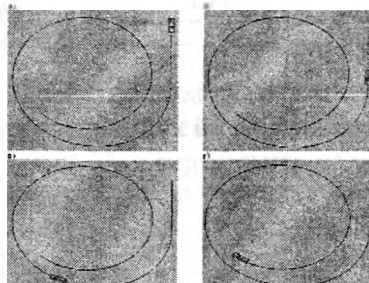
- поворотным шарниром связаны: задние колёса с рамой, передние колёса с передней осью, передняя ось с рамой и некоторые звенья рулевой трапеции.



- контактное соединение определено: между всеми колёсами и полигоном, передней осью и рамой.

Для каждой группы контактов задавались свои коэффициенты трения, жесткости и демпфирования. Скорость движения автомобиля задавалась через угловую скорость вращения каждого колеса. Критерием потери устойчивости на этом этапе будет величина скорости движения машины и угол поворота колес в момент отрыва переднего внутреннего колеса.

На рисунке 3 представлены этапы движения модели двухосной машины во время прохождения поворота на скорости 40 км/ч



а) – начало движения; б) – вход в поворот; в) – начало установившегося поворота; г) – конец движения

Рис. 3 – Этапы движения модели двухосной машины

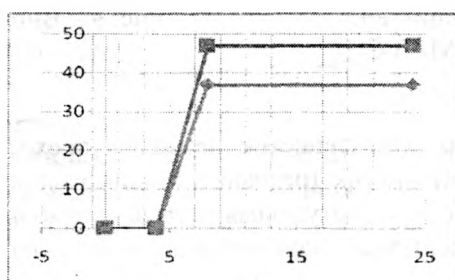


Рис. 4 – Функция изменения положения управляемых колес

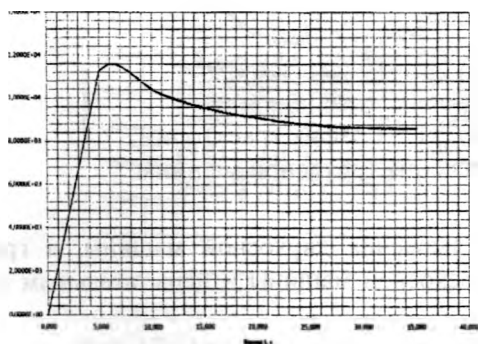


Рис. 5 – Изменение скорости движения модели двухосной машины

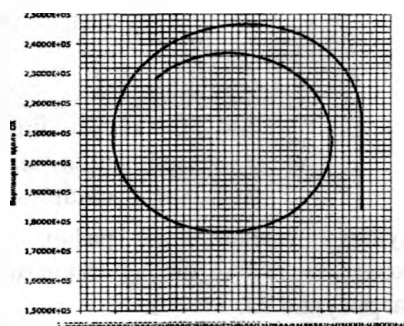


Рис. 6 – График траектории движения двухосной машины

Управление поворотом многоосной машины осуществляется через изменение угла поворота управляемых колес с течением времени (рисунок 4). На рисунке 5 приведен график изменения скорости движения модели при прохождении поворота. На рисунке 6 представлен график траектории движения двухосной машины. Графическая зависимость контактных сил между каждым колесом двухосной машины и испытательным полигоном отображена на рисунке 7.

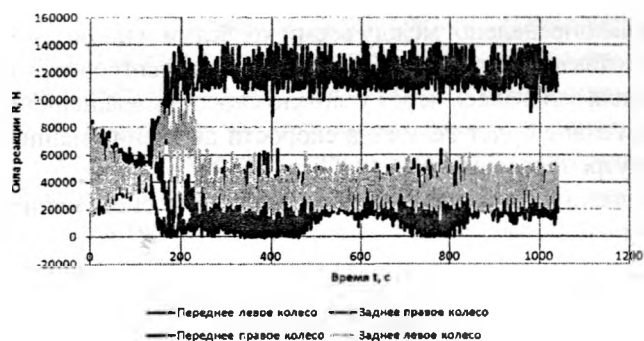


Рис. 7 – График зависимости контактных сил между каждым колесом двухосной машины и дорогой



Рис. 8 – Общий вид автомобиля МАЗ 6517

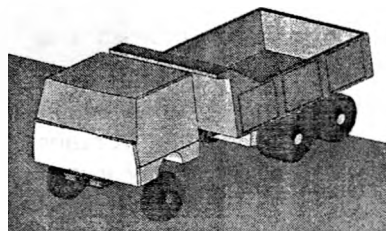


Рис. 9 – Виртуальная модель автомобиля МАЗ 6517

Исследования динамических характеристик движения трехосных машин. В качестве объекта исследования динамических характеристик трехосных машин рассмотрим самосвал МАЗ 6517, общий вид которого приведен на рисунке 8, а виртуальная модель автомобиля показана на рисунке 9. График изменения скорости движения модели трехосной машины приведен на рисунке 10.

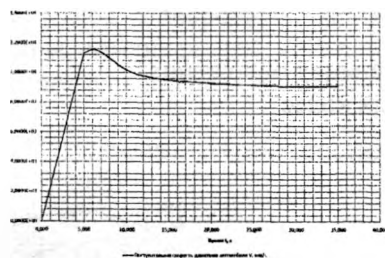


Рис. 10 – Изменение скорости движения модели трехосной машины

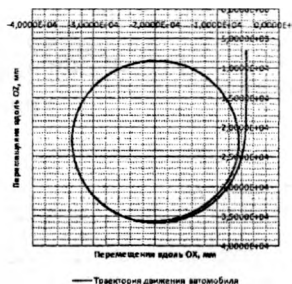


Рис. 11 – График траектории движения трехосной машины

На рисунке 6 представлен график траектории движения двухосной машины, а графическая зависимость контактных сил между каждым колесом трехосной машины и испытательным полигоном отображена на рисунке 12.

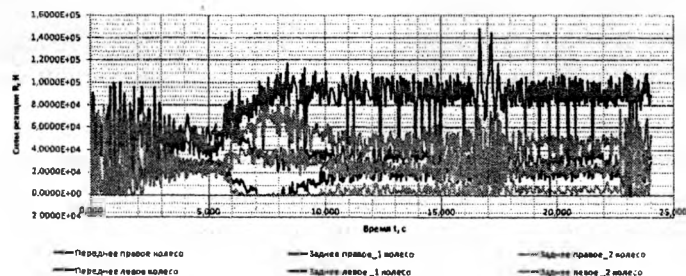


Рис. 12 – График зависимости контактных сил между каждым колесом трехосной машины и дорогой



Рис. 13 – Общий вид автомобиля МАЗ 6516

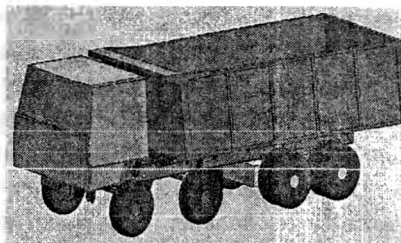


Рис. 14 – Виртуальная модель автомобиля МАЗ

Исследования динамических характеристик движения четырехосных машин. В качестве объекта исследования динамических характеристик четырехосных машин рассмотрим автомобиль МАЗ 6516, общий вид которого приведен на рисунке 13, а виртуальная модель автомобиля на рисунке 14. График изменения скорости движения модели четырехосной машины приведен на рисунке 15.

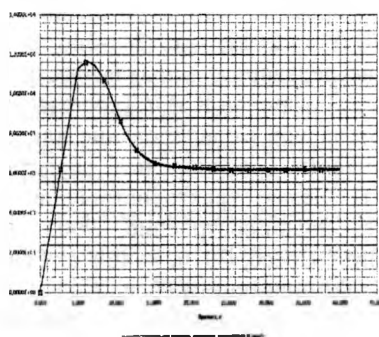


Рис. 15 – Изменение скорости движения модели четырехосной машины

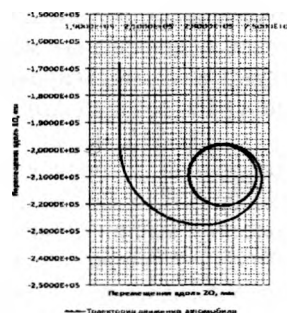


Рис. 16 – График траектории движения четырехосной машины

На рисунке 16 представлен график траектории движения четырехосной машины. Графическая зависимость контактных сил между каждым колесом четырехосной машины и испытательным полигоном показана на рисунке 17.

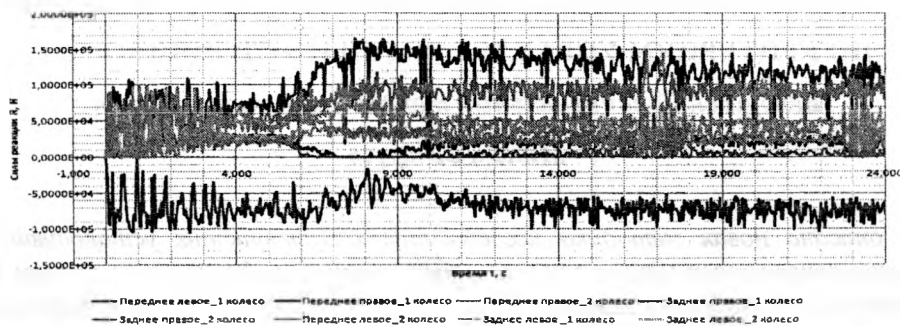


Рис. 17 - График зависимости контактных сил между каждым колесом четырехосной машины и дорогой

**Заключение.** В данной работе впервые разработана методика виртуальных испытаний по определению характеристик управляемости и устойчивости многоосных машин, совершающих установившийся и неуставившийся поворот с помощью пакета SolidWorks Motion.

В ходе исследования были получены: графики траекторий поворота при различных скоростях движения машин; значения скоростей и величины углов поворота колес при потере устойчивости во время прохождения поворота; определены силовые характеристики взаимодействия колес с полигоном при установившемся и неуставившемся повороте. Реализована анимация поведения модели за все время испытаний.

Результаты виртуальных испытаний согласуются на качественном и количественном уровнях с данными заводских экспериментальных исследований, а также с результатами, полученными в [1 – 5].

Использование методов виртуальных испытаний позволяют с достаточной для практики точностью смоделировать поведение не только серийных, но и перспективных многоосных машин в обычных и экстремальных условиях. Это значительно сокращает объём натурных испытаний, время выпуска и стоимость доводки серийных и проектируемых машин.

Работа выполнялась в рамках Государственной программы научных исследований (ГПНИ) «Механика, техническая диагностика, металлургия» на 2011 – 2015 годы, шифр задания «Механика - 1.06», № госрегистрации 20122239 БелИСА.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Гурвич Ю.А. Динамика поворота шарнирно-сочленённой машины с двумя осями / Гурвич Ю.А., Петровский А.Л. // Научные труды научно-практической конференции учёных МАДИ(ГТУ), РГАУ-МСХА, ЛНАУ. 17-18 июня 2010 г. Том 6. Естественные и технические науки. Москва-Луганск. Издательство МАДИ(ГТУ), РГАУ-МСХА, ЛНАУ. – с. 85-90.
2. Гурвич Ю.А. Разработка методов описания динамики многоосных и шарнирно-сочлененных машин по критериям управляемости и устойчивости / Гурвич Ю.А., Сафронов К.И. // Теоретическая и прикладная механика №27. Мн.: 2012, – с. 341-346.
3. Петровский А.Л. Применение методов виртуального моделирования при исследовании управляемости и устойчивости шарнирно-сочлененных машин / Петровский А.Л., Гурвич Ю.А., Сафронов К.И. // Теоретическая и прикладная механика №28. Мн.: 2013, – с. 332-335.
4. Альгин В.Б. Виртуальное моделирование как способ получения адекватных результатов поперечной и продольной устойчивости транспортных средств / Альгин В.Б., Харитончик С.В., Колесникович А.Н. // Сб. Науч. Тр./НИРУП "Белавтотракторостроение" Минск, Беларусь, 2005.
5. Теория движения колёсных машин / Смирнов Г.А.. – М.: Машиностроение, 1990. – 352с. Инженерные расчеты в SolidWorks Simulation / Алямовский А.А. – М.: ДМК-Пресс, 2010. – 464 с. ГОСТ Р 52302–2004 «Автотранспортные средства. Управляемость и устойчивость. Технические требования. Методы испытания». СТБ ГОСТ Р 52302–2006 «Автотранспортные средства. Управляемость и устойчивость. Технические требования. Методы испытания». ГОСТ 27257–1987 «Методы определения параметров поворота колесных машин».

УДК 629.113.073

Сафронов К.И., Гурвич Ю.А.

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СХЕМЫ ПРИВОДА ВЕДУЩИХ КОЛЕС НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОВОРОТА ДВУХОСНЫХ ШАРНИРНО-СОЧЛЕНЕННЫХ МАШИН ПО КРИТЕРИЯМ УПРАВЛЯЕМОСТИ И УСТОЙЧИВОСТИ

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*В статье описана новая методика исследования характеристик установившегося поворота двухосных шарнирно-сочлененных машин при различных режимах работы трансмиссии. Разработанная механико-математическая модель установившегося поворота машины впервые позволяет определить кинематические и силовые характеристики в функции угла складывания и скорости движения шарнирно-сочлененных машин при каждом режиме работы привода ведущих колес.*

В мировой практике создания специальных машин для дорожно-строительной, лесопромышленной и карьерной отраслей используются схемы с шарнирно-сочлененной и многоосной компоновкой. Для обеспечения высоких показателей проходимости применяются различные схемы привода колес, причем на каждой из машин схема привода может оперативно изменяться в зависимости от состояния дорожного покрытия и скоростных режимов движения. Оперативное изменение схемы привода колес возможно за счет применения в трансмиссии дифференциалов с системой блокировки, а также раздаточных коробок с различными вариантами включения привода (комбинированный привод).

Блокированный привод ведущих колёс является одним из основных средств обеспечения проходимости колёсной машины. С другой стороны блокированный привод ведущих колёс создаёт

значительное препятствие повороту машины. Поэтому для исследования характеристик движения машин необходимо решить задачу о распределении касательных сил тяги по ведущим колёсам при блокированном и комбинированном приводах ведущих колёс.

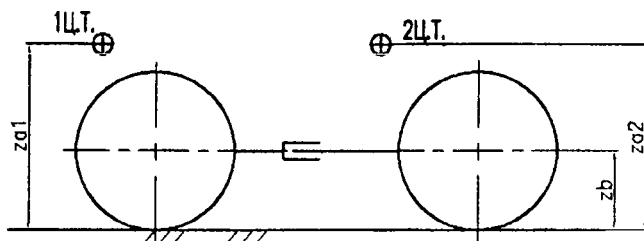


Рис. 1 - Схема поворота шарнирно-сочлененной машины 4x4 (вид сбоку)

На современном этапе создания машин становится актуальным вопрос количественной оценки влияния схем трансмиссии на поведение машины при ее проектировании [1, 3 – 5]

Следовательно, целью данной работы является создание расчетно-методического аппарата (РМА), программ и исследование с их помощью процесса поворота двухосных шарнирно-сочлененных машин с различными схемами привода колес. Для этого необходимо разработать механико-математическую модель установившегося поворота машины, которая позволит определить кинематические и силовые характеристики поворота в функции угла складывания и скорости движения шарнирно-сочлененных машин при каждом режиме работы привода ведущих колес.

Машина схематизируется пространственной моделью с системой координат, зафиксированной в проекции центра заднего моста на опорную плоскость (рис. 1). Ось  $x$  направлена вперед, вдоль продольной оси задней тележки, а ось  $z$  направлена вверх перпендикулярно опорной поверхности (перпендикулярно плоскости рис. 2).

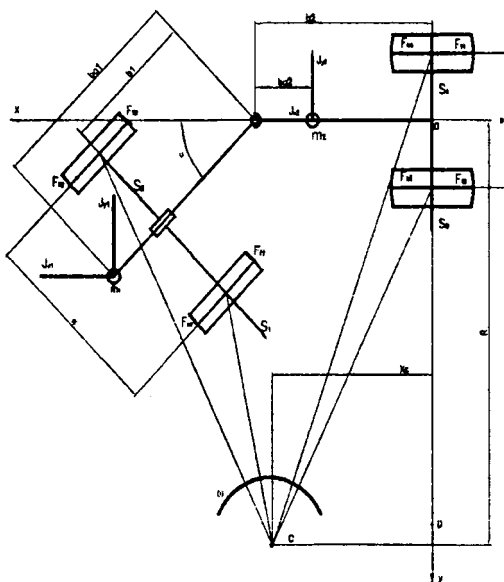


Рис. 2 - Схема поворота шарнирно-сочлененной машины 4x4 (вид сверху)

При создании пространственной модели используются следующие допущения:

скорость движения машины постоянна (равномерное круговое движение машины); условие отсутствия отрыва колес от грунта; не учитывается наличие люфтов и момента трения в шарнирах; движение машины происходит по горизонтальной поверхности; не учитывается крен кузова. Метод расчета параметров кругового движения колесной машины не содержит упрощающих допущений об углах увода, обычно используемых в теории поворота колесных машин, а также с учетом различных характеристик шин и грунта.

Разложим скорость начала координат  $V_{oj}$  на две составляющие:  $V_{xj}$  и  $V_{yj}$  направленные параллельно оси  $x$  и  $y$  соответственно.

Определим координаты центров масс передней и задней тележек, а также центра контакта каждого колеса с дорогой в плоскости  $xOy$ .

Центробежные силы, приложенные к центрам масс тележек, разложим на составляющие, направленные вдоль осей  $x$  и  $y$ .

$$J_{x1} = m_1 \frac{V_x^2}{R} \frac{x_{a1} - x_c}{R} = m_1 \frac{V_x^2}{R} \Psi_{a1}, \quad J_{y1} = m_1 \frac{V_x^2}{R} \frac{R - y_{a1}}{R} = m_1 \frac{V_x^2}{R} \beta_{a1},$$

$$J_{x2} = m_2 \frac{V_x^2}{R} \frac{x_{a2} - x_c}{R} = m_2 \frac{V_x^2}{R} \Psi_{a2}, \quad J_{y2} = m_2 \frac{V_x^2}{R} \frac{R - y_{a2}}{R} = m_2 \frac{V_x^2}{R} \beta_{a2},$$

где  $m_1$  и  $m_2$  – массы каждой тележки (согласно рисунку 1),  $\psi_i$  – угол увода,  $V$  – скорость тележки.

Касательная (полная окружная) сила колеса  $F_{ki}$  и боковая сила  $S_i$  связаны с коэффициентом буксования  $\delta_i$  и углом увода  $\psi_i$ , следующими зависимостями [2, 6, 7]:

$$K_{ki} = \varphi_i G_i \left\{ 1 - \frac{\delta_{0i}}{2|\delta_i|} \left[ 1 + \exp\left(-\frac{2|\delta_i|}{\delta_{0i}}\right) \right] \right\} \operatorname{sgn} \delta_i, \quad S_i = \varphi_i G_i \operatorname{th} \frac{\Psi_i}{\Psi_{0i}}, \quad (1)$$

где  $\varphi_i$  – коэффициент сцепления;  $\delta_{0i}$  – характеристический коэффициент буксования;  $\Psi_{0i}$  – характеристический угол увода,  $i$  – номер колеса.

Для определения нормальных сил  $G_i$ , действующих на колеса машины, используются уравнения равновесия машины в плоскостях  $xOy$  и  $xOz$ .

Отметим, что коэффициент распределения касательных сил тяги  $k_i$  по колесам машины зависит от системы распределения мощности по ведущим колесам.

Рассмотрим вопрос о распределении касательных сил тяги по ведущим колёсам при заблокированном и комбинированном приводе ведущих колёс.

Наиболее часто используемые схемы привода колес двухосных шарнирно сочлененных машин показаны на рисунке 3.

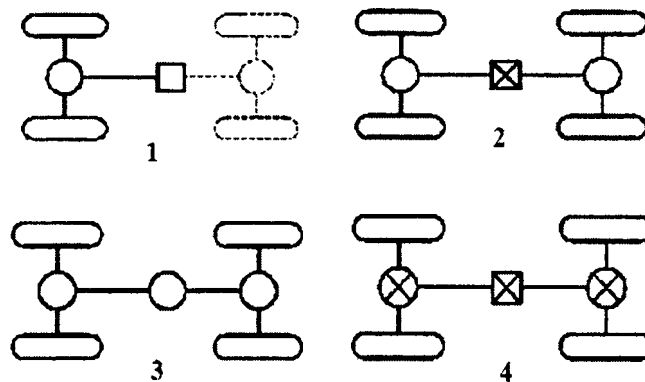


Рис. 3 – Схемы привода колес двухосной шарнирно-сочлененной машины:

- 1 – отключен ведущий мост задней тележки. Межколёсные дифференциалы двух мостов разблокированы. Суммарная сила тяги передается одним передним мостом; 2 – подключены оба ведущих моста. Межосевой дифференциал заблокирован; 3 – дифференциальный межосевой привод

Дифференциалы переднего и заднего мостов разблокированы; 4 – подключены оба ведущих моста. Межосевой и межколесные дифференциалы заблокированы.

На рисунке 4 приведена структурная схема системы распределения мощности двухосного автомобиля, состоящая из трех узлов деления мощности (УДМ). Каждый УДМ является трёхзвенным планетарным механизмом (ТПМ), которые используются как межосевые и межколёсные дифференциалы

Основные звенья ТПМ, используемого в качестве межосевого дифференциала, обозначены:  $a, b$  – центральные зубчатые колёса;  $h$  – водило. Основные звенья ТПМ, используемого в качестве межколесного дифференциала, обозначены:  $p, q$  – центральные зубчатые колёса;  $r$  – водило.

Моменты, действующие на звенья  $j$ -го межосевого дифференциала (в безразмерных единицах), найдены из уравнений равновесия звеньев ТПМ, составленных без учёта потерь в относительном движении зубчатых колёс

$$i_{ab(j)} \overline{M}_{aj} + \overline{M}_{bj} = 0, \dots (1 - i_{ab}) \overline{M}_{aj} + \overline{M}_{bj} = 0, \quad (2)$$

где  $i_{ab}$  – внутреннее передаточное отношение.

Поскольку в УДМ автомобиля используются дифференциалы с отрицательным внутренним передаточным отношением, то подставив в уравнение (2) значения получим:

$$k_{a(j)} + M_{b(j)} = 0; \quad (1 - k_{(j)}) M_{a(j)} + M_{h(j)} = 0. \quad (3)$$

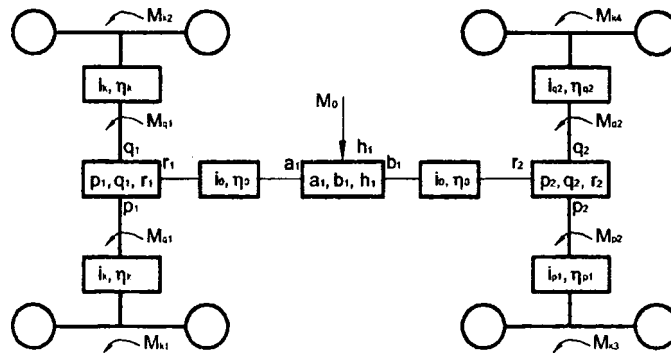


Рис. 4 – Схема распределения мощности

Рассмотрим общий случай распределения мощности и крутящего момента на примере двухосной полноприводной машины. Пусть на звено  $h_1$  центрального УДМ ( $a_1, b_1, h_1$ ) действует внешний момент  $M_0$  тогда  $M_{h1} = -M_0$ .

Подставив значение  $M_{h1}$  в уравнение моментов главного УДМ ( $a_1, b_1, h_1$ ), получим моменты приведенные к межколесному дифференциалу переднего моста и межколесному дифференциалу заднего моста.

$$M_{a1} = \frac{1}{1 + k_{a1b1}} M_0; \quad M_{b1} = \frac{k_{a1b1}}{1 + k_{a1b1}} M_0. \quad (4)$$

Момент, действующий на дифференциал  $p_1q_1r_1$ , равен  $-M_{r1} = M_{a1}i_0\eta_0$ , а на дифференциал  $p_2q_2r_2$  равен:  $M_{b1} = M_0 \frac{k_{a1b1}}{1 + k_{a1b1}}$ , где  $i_0$  – передаточное отношение центральной передачи,  $\eta_0$  – КПД центральной передачи.

Поскольку трение в симметричном межколесном дифференциале значительно влияет на управляемость, то все межколесные дифференциалы рассматриваем как дифференциалы повышенного трения с удельным моментом трения  $K_t$ .

Суммарный момент на колесах будет равен  $M_{\Sigma} = M_0 i_0 \eta_0$ .

Удельный момент на каждом колесе  $k_i M_{ki} = \frac{M_{ki}}{M_{\Sigma}}$ .

Применяя разработанные программы расчета, приведем графики кинематических и силовых характеристик поворота шарнирно-сочлененной машины в функции угла складывания при каждом режиме работы привода ведущих колес (рисунки 5 и 6).

Выполним анализ графика, приведенного на рисунке 5. Наиболее интересным является диапазон углов складывания 0-10 градусов (показан укрупнено на рисунке 5). На данном участке графика при значении угла складывания полурам от 1 до 5 градусов, заметно значительное увеличение радиуса

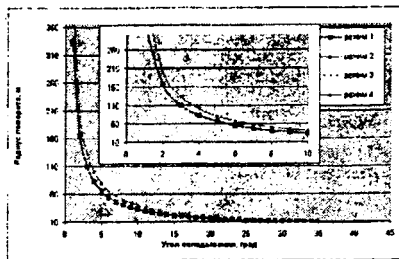


Рис 5 - График зависимости радиуса поворота машины от угла складывания при различных режимах работы трансмиссии

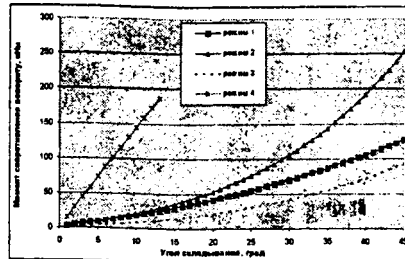


Рис. 6 - График зависимости момента сопротивления повороту машины от угла складывания при различных режимах работы трансмиссии

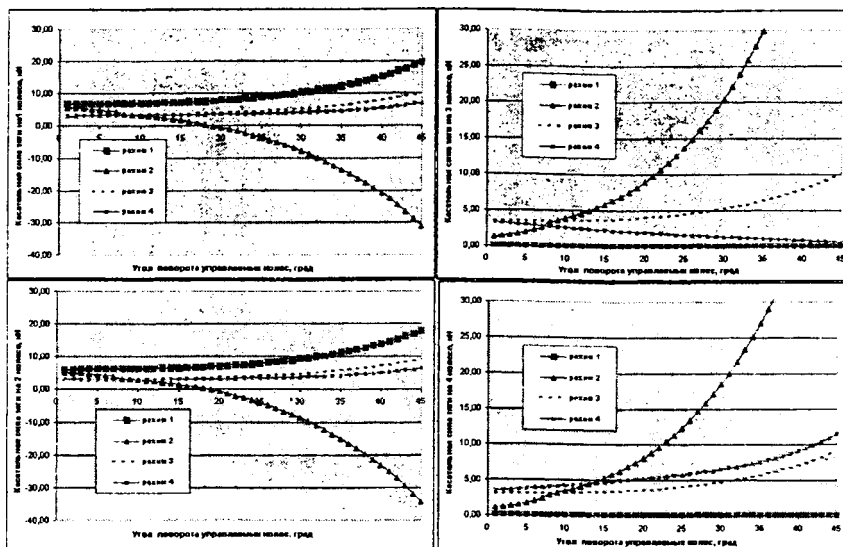


Рис.7 - Графики зависимости касательной силы тяги на каждом колесе шарнирно-сочлененной машины 4x4 от угла складывания при различных режимах работы трансмиссии

поворота машины до 30% при использовании заблокированного привода колес (режим 4). На практике данное явление выражается в недостаточной поворачиваемости машины или нечеткой реакции машины на поворот рулевого колеса.

Для каждого из четырех режимов работы трансмиссии шарнирно-сочлененной машины 4x4 приведем графики зависимости касательной силы тяги на каждом колесе от угла складывания (рисунок 7).

Из анализа результатов расчета, приведенных на графиках 5, 6 и 7 следует, что при заблокированном приводе сопротивление повороту значительно возрастает. Также заблокированный привод препятствует пропорциональному распределению момента при больших углах складывания. При малых углах складывания заблокированный привод позволяет реализовать большую касательную силу тяги на колесах машины. Режимы 1 и 3 показывают близкие между собой результаты, что подтверждается экспериментами.

**Заключение.** При использовании различных схем работы трансмиссии на каждой из машин достигается компромисс характеристик проходимости и управляемости, что и происходит на практике. Применение разработанных РМА и программ, позволяет на стадии проектирования получить качественную и количественную характеристику процесса поворота двухосных шарнирно-сочлененных машин с различными схемами привода колес, используемые в зависимости от состояния дорожного покрытия и скоростных режимов движения машины. Эта характеристика представляет комплекс кинематических и силовых параметров: координаты центра поворота и радиус поворота машины; вертикальная нагрузка на каждом из колес машины; различные характеристики взаимодействия каждой



шины с дорогой в зависимости от нагрузки на колесо; касательная сила тяги на каждом из колес машины; боковая сила на каждом из колес машины; коэффициент буксования на каждом из колес машины; характеристики поворота машины.

Работа выполнялась в рамках Государственной программы научных исследований (ГПНИ) «Механика, техническая диагностика, металлургия» на 2011 – 2015 годы, шифр задания «Механика - 1.06», № госрегистрации 20122239 БелИСА.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Гурвич Ю.А. Разработка методов описания динамики многоосных и шарнирно-сочлененных машин по критериям управляемости и устойчивости / Гурвич Ю.А., Сафронов К.И.// Теоретическая и прикладная механика №27. Мн.: 2012, – с. 341-346. 2. Андреев А.Ф. О взаимодействии колеса с опорной поверхностью / Андреев А.Ф. Автомобиле- и тракторостроение: Динамика и долговечность тягово – транспортных машин: Мн: Выш.шк., 1974, вып 5, 51-58с. 3. ГОСТ Р 52302–2004 «Автотранспортные средства. Управляемость и устойчивость. Технические требования. Методы испытания». 4. СТБ ГОСТ Р 52302–2006 «Автотранспортные средства. Управляемость и устойчивость. Технические требования. Методы испытания». 5. ГОСТ 27257–1987 «Методы определения параметров поворота колесных машин». 6. Чудаков Е.А. Теория автомобиля / Чудаков Е.А. - М.: Машиностроение 1978 – 216с. 7. Теория движения колёсных машин / Смирнов Г.А. – М.: Машиностроение, 1990. – 352с.

УДК 539:374.002.62

**Василевич Ю.В., Сахоненко В.М., Сахоненко С.В.,**

**Горелый К.А., Малютин Е.В.**

### **КОЭФФИЦИЕНТЫ ВНУТРЕННЕГО ТРЕНИЯ ДЛЯ ТКАНЕЙ**

#### **ГЛАДКОГО ПЕРЕПЛЕТЕНИЯ**

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Установлены расчетные формулы для определения коэффициентов внутреннего трения для тканей гладкого переплетения, представляющие собой коэффициенты пропорциональности линейной зависимости от усилий растяжения в нитях и от давления сжатия слоев ткани. Разработаны программы и методики по определению этих величин. Проведены испытания и определены коэффициенты внутреннего трения для стеклоткани Т-13.*

В отличие от традиционных конструкционных материалов препреги обладают специфическими свойствами, которые надо учитывать при проведении механических и других видов испытаний. Прежде всего, эти материалы практически невозпроизводимы, если не будут строго регламентированы технология, условия кондиционирования, испытания и трансформации в процессе изготовления изделия. Поскольку препреги являются гетерогенными материалами, их свойства будут обуславливаться свойствами отдельных компонентов. Свойства препрегов при проведении испытаний должны соответствовать условиям их переработки, т.е. определяться характером окружающей среды, температурой, характером воздействия внешней нагрузки, временем ее действия.

Существенным для препрегов является то, что один из компонентов – связующее находится в жидком состоянии. Это позволяет препрегам быть эластичными настолько, что при деформации они не воспринимают напряжений сдвига. Они заменены силами трения. Армирующий материал в виде нитей не связан друг с другом, что объясняет возможность сдвига со смещением одного семейства нитей относительно второго. Такие деформации значительны, другими словами, конечны и, несмотря на это, во многих случаях не приводят к разрушению армирующего материала.

Соблюдение требований о моделировании реальных технологических режимов обязательны, так как это может порождать несовпадение методик испытаний с заложенными в них требованиями. При построении этих методик будем опираться на два принципа. Одно утверждение (принцип «размазывания») [1] основано на том, что число армирующих элементов достаточно велико и поэтому

армированный материал можно приближенно заменить квазиоднородным анизотропным материалом. Этот материал является обобщением классической среды, рассматриваемой в анизотропной теории упругости. Другим принципом является рассмотрение материала без учета влияния связующего. При этом предполагается, что всю нагрузку воспринимают волокна.

Задачей настоящего раздела является установление методик проведения испытаний для определения тех характеристик препрега, которые используются в расчетных формулах, установленных в [2].

$$\tau_1^{np} = k_{11}\sigma_{11} + k_{12}\sigma_{22} + \mu_1 p \quad \tau_2^{np} = k_{21}\sigma_{11} + k_{22}\sigma_{22} + \mu_2 p \quad (1)$$

где  $\sigma_{11}$  и  $\sigma_{22}$  - распределенные растягивающие усилия для первого (нити утка) и второго (нити основы) семейств нитей, действующие параллельно нейтральной плоскости ткани;  $\tau_1^{np}$  и  $\tau_2^{np}$  - компоненты силы трения, которые определяют распределенную предельную силу трения скольжения между нитями семейств ткани и лежащие в ее нейтральной плоскости (здесь индекс указывает нить, вдоль которой действует сила);  $p$  - давление сжатия слоев ткани. Таким образом, необходимо разработать методики испытаний для определения коэффициентов внутреннего трения  $\mu_1, \mu_2, k_{11}, k_{12}, k_{21}, k_{22}$ .

Пусть проводится испытание, заключающееся в вытягивании нити из препрега. При этом нить перерезается на расстоянии  $s = s_0$  и к ее концу прикладывается сила  $T$ . Поверхности препрега с двух сторон ограничены жесткими плоскостями, сжаты давлением  $p$  и растянуты нагрузкой  $q$  в поперечном направлении. Препрег состоит из трех слоев тканого материала. Перерезанная нить находится в среднем слое ткани. Нагруженная нить сдвигается со смещением. Максимальное значение нагрузки  $T$  фиксируется. Между вытягиваемой нитью и другими нитями возникает сила трения скольжения  $\tau$ , которая может принимать любое значение от нуля до  $\tau_1^{np}$ , причем, если нить сдвигается со скольжением, то имеет место  $\tau = \tau_1^{np}$ . В нагруженной нити возникают напряжения растяжения, которые можно вычислить, руководствуясь дифференциальным уравнением

$$\frac{d\sigma}{ds} + \frac{1}{h_1} \tau = 0. \quad (2)$$

Здесь направление действия силы трения противоположно направлению перемещения нити и поэтому с учетом принятых обозначений

$$\tau = \tau_1^{np} = k_{11}\sigma + k_{12}q + \mu_1 p;$$

$\sigma$  - напряжения, возникающие в нити при ее нагружении. Это дифференциальное уравнение получено в результате рассмотрения условий равновесия элемента нити длиной  $ds$  (см. рис.1).

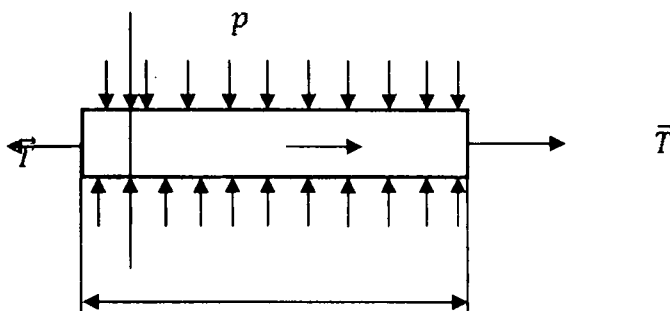


Рис. 1 – Схема равновесия элемента дуги  $ds$

На рисунке 1  $T = \sigma h_1 b$ ;  $b$  - ширина нити;  $F = \tau_1^{np} \cdot b \cdot ds$  - сила трения.

Решение уравнения (2) с учетом замечания о направлении силы трения  $\tau_1^{np}$  и граничного условия имеет вид

$$\sigma|_{s=0} = \sigma_0$$

$$\sigma = \left( \sigma_0 + \frac{a_2}{a_1} \right) e^{-a_1 s} - \frac{a_2}{a_1}. \quad (3)$$

Здесь

$$a_1 = \frac{k_{11}}{h_0}, \quad a_2 = \frac{k_{12}}{h_0} q + \frac{\mu_1}{h_0} p. \quad (4)$$

Прежде чем перейти к дальнейшим исследованиям, обратим внимание на следующие обстоятельства. Давление  $p$  в формуле (4) и других формулах для тканей гладкого переплетения фактически состоит из суммы двух давлений – это внешнее давление  $p$  и внутреннее давление  $p_{01}$ , которое формируется при ткачестве ткани. Причину существования давления  $p_{01}$  можно объяснить двумя факторами: изгибом нитей и существованием небольшой растягивающей силы в нитях. При отсутствии такого давления ткань не могла бы существовать как единое целое. Она распалась бы на отдельные элементы – нити. Давление  $p_{01}$  играет существенную роль, когда внешнее давление отсутствует. Однако, учитывая малость давления  $p_{01}$  при присутствии внешнего давления для упрощения исследования добавкой  $p_{01}$  можно пренебречь, поэтому в дальнейшем будем считать, что внешнее давление достигает своего минимума равного  $p_{01}$ .

Определим исходные данные, зафиксируем результаты испытаний и обозначим через них параметры, используемые в зависимостях (4). К испытаниям привлекается полоса ткани шириной  $b=40$  мм и длиной  $l=500$  мм. Такая полоса из ткани Т-13 на ширине в  $b=40$  мм содержит 64 нити основы или 40 нитей утка, ее толщина  $h_1=0,27$  мм. На расстоянии  $s_0$  от края образца перерезается нить. Далее при вытаскивании этой нити из полосы ткани фиксируется максимальная нагрузка  $T$ . На рис.2 показана фотография образца в момент вытаскивания нити.

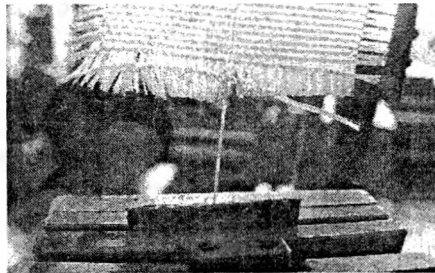


Рис. 2 – Образец ткани в момент испытания при вытаскивании нити

В соответствии с принятыми обозначениями параметры  $\sigma_0$ ,  $q$  и  $p$  вычисляются следующим образом

$$\sigma_0 = \frac{T_m}{bh_1}, \quad p = \frac{P}{bl}, \quad q = \frac{Q}{lh_1}, \quad (5)$$

где  $m$  – количество нитей, расположенных в ткани шириной  $b$ ;  $P$  – сила, сдавливающая полоску стеклоткани размером  $bxl$ ;  $Q$  – сила, растягивающая полосу ткани длиной  $l$  и толщиной  $h_1$  в поперечном направлении.

Были проведены испытания на полоске ткани Т-13 для разных длин нитей  $s_0$ . Каждый вид испытаний повторялся 5 раз. Как видно из данных, приведенных в таблице, следует, что разброс результатов испытаний от среднего значения составляет не более 10%. Данные по испытаниям для нитей основы и утка при различных значениях нагрузки  $P$  и  $Q$  приведены в таблице 1.

По результатам каждого вида испытаний определялось среднее значение из  $T_1$  – результатов замеров максимальных усилий при выдергивании нити. Полученные данные вместе с результатами расчетов по формулам (2) – (4) были использованы для вычисления неизвестных параметров  $p_{01}$ ,  $k_{11}$ ,  $k_{12}$ , и  $\mu_1$  путем составления системы линейных уравнений.

Таблица 1 – Зависимость силы вытягивания нитей  $T_i$  из полосок ( $b = 40$  мм) стеклоткани Т-13 от длины нитей  $s_0$  и величины внешней нагрузки  $P$  и  $Q$

№ эксп.	$s_0$ , мм	Ткань Т- 13 (основа)					Ткань Т- 13 (уток)				
		$T_{i1}$ , Н	$T_{i2}$ , Н	$T_{i3}$ , Н	$T_{i4}$ , Н	$T_{i5}$ , Н	$T_{i1}$ , Н	$T_{i2}$ , Н	$T_{i3}$ , Н	$T_{i4}$ , Н	$T_{i5}$ , Н
$P = 0, Q = 0$											
1	100	3,7	3,9	4,0	4,0	4,2	2,4	2,2	2,4	2,3	2,5
2	200	6,7	6,6	6,2	6,5	6,1	4,6	4,8	4,5	4,8	4,6
3	250	8,2	8,0	8,2	8,8	8,4	5,8	5,0	5,4	5,2	5,4
4	300	11,2	10,6	12,0	10,8	11,0	6,6	5,8	6,0	6,2	6,1
5	400	14,0	16,0	14,2	16,0	15,2	9,2	10,4	9,2	9,2	9,0
$P = 0, Q = 150H$											
6	100	8,2	8,5	8,4	8,2	8,3	6,7	6,8	6,6	6,9	6,9
7	250	19,0	19,2	20,2	19,0	19,0	16,5	16,2	16,0	16,0	15,8
$P = 150 H, Q = 0$											
8	100	18,5	18,7	18,3	18,6	18,4	19,6	20,3	19,8	19,9	19,7
9	250	55,0	52,5	53,0	54,5	54,0	46,0	45,5	47,5	48,0	48,6

Для величин  $\sigma_0$  и  $s_0$ , полученных в результате  $i$  – го испытания, введем обозначения  $\sigma_0^i$  и  $s_0^i$ . При этом, если  $p = p_{01}$  и  $q = 0$ , напряжение  $\sigma|_{s=s_0}$  положим равным  $\sigma_{01}$ , не исключая при этом, что  $\sigma_{01} = 0$ , так как в точке  $s = s_0$  сделан разрез нити. В результате после подстановки этих данных в формулу (3) найдем

$$a_1 s_0^i = \ln \frac{\sigma_0^i + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}{\sigma_{00} + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}. \quad (6)$$

Получена расчетная формула для определения неизвестных постоянных. Отсюда, учитывая, что  $s_0^4 - s_0^1 = s_0^5 - s_0^2$ , получим

$$\frac{\sigma_0^1 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}{\sigma_0^4 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}} = \frac{\sigma_0^2 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}{\sigma_0^5 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}.$$

Таким образом

$$\frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01} = \frac{\sigma_0^1 \sigma_0^5 - \sigma_0^2 \sigma_0^4}{\sigma_0^2 + \sigma_0^4 - \sigma_0^1 - \sigma_0^5} = b_1. \quad (7)$$

Из условия

$$a_1 (s_0^4 - s_0^1) = \ln \frac{\sigma_0^4 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}{\sigma_0^1 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}.$$

полученного из (6), найдем  $k_{11}$

$$k_{11} = \frac{h_1}{(s_0^4 - s_0^1)} \ln \frac{\sigma_0^4 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}{\sigma_0^1 + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}. \quad (8)$$

Рассмотрим результаты испытаний № 6 и № 7. Тогда на основании зависимости (3) получим

$$\frac{\sigma_0^6 + \frac{k_{12}}{k_{11}} q + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}}{\sigma_0^7 + \frac{k_{12}}{k_{11}} q + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01}} = b_2.$$

где  $b_2 = \exp\left[a_1(s_0^6 - s_0^7)\right]$ .

В представленном соотношении неизвестным является только параметр  $k_{12}$ . Отсюда

$$k_{12} = \frac{k_{11}}{q} \left[ \frac{\sigma_0^6 - b_2 \sigma_0^7}{b_2 - 1} - \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01} \right]. \quad (9)$$

Аналогично найдем

$$\frac{\mu_1}{k_{11}} p = \frac{\sigma_0^8 - b_3 \sigma_0^9}{b_3 - 1} = b_4. \quad (10)$$

Здесь  $b_3 = \exp\left[a_1(s_0^8 - s_0^9)\right]$ . Сравнение (7) и (10) дает возможность найти  $p_{01}$  и  $\mu_1$

$$p_{01} = \frac{b_1}{b_4} p, \quad \mu_1 = k_{11} \frac{b_4}{p}. \quad (11)$$

При вычислении параметров  $k_{11}$ ,  $k_{12}$ ,  $p_{01}$  и  $\mu_1$  было исключено из расчетных формул неизвестное пока напряжение  $\sigma_{01}$ . Найдем величину этого напряжения при  $q = 0$  и  $p = p_{01}$ . Пусть в этом случае  $\sigma_{01} = \sigma_{00}$ . Тогда очевидно, что

$$\sigma_{00} = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 \left[ \left( \sigma_0^i + \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01} \right) e^{-a_1 s_0^i} - \frac{\mu_1}{k_{11}} p_{01} \right]. \quad (12)$$

Расчет каждого слагаемого из предыдущей формулы приведен в табл. 3.2. при этом необходимо пояснить, что рассматриваемые величины представляют собой значения напряжения  $\sigma_{01}$  при  $i$ -ом испытании.

**Таблица 2 – Результаты расчетов по формулам (8) – (12) для ткани Т-13**

	$\sigma_{00}$ , МПа	$p_{01}$ , МПа	$k_{11}$ , б/р	$k_{12}$ , б/р	$\mu_1$ , б/р
основа	7,33	0,00183	0,000646	0,0161	16,102
уток	4,11	0,00140	0,000468	0,0140	8,31
$(\sigma_{00})_i$ , МПа					
$i$	1	2	3	4	5
основа	8,79	6,23	6,58	8,79	6,23
уток	3,40	4,94	3,76	3,46	5,00

Как отмечалось ранее, напряжение  $\sigma_{01}$  на первый взгляд должно быть равным нулю ввиду того, что оно вычисляется в точке разреза нити. Экспериментальные исследования показали, что это не так. Объясним это противоречие, руководствуясь результатами эксперимента, а также теоретическими и экспериментальными исследованиями других авторов в разделе механики, изучающей силу трения [3-6]. При проведении эксперимента максимальная сила  $T$  фиксируется при непрерывном увеличении нагрузки на нить. На этом этапе изменения силы отсутствует сдвиг со смещением в точке разреза нити. Таким образом, в этот момент силу трения следует частично или полностью сравнивать с силой трения покоя. После сдвига на нить действует только сила трения скольжения. Разность между этими силами приводит к силе, которая объясняет появление в нити напряжения  $\sigma_{01}$  или наоборот: сила напряжения  $\sigma_{01}$  объясняет отличие силы трения покоя от силы трения скольжения.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Альперин В.И. Применение стеклопластиков в химической промышленности в СССР и за рубежом / В.И.Альперин [и др.] // Сопоставительные обзоры по отдельным производствам химической

промышленности: сб. науч. тр. / НИИТЭХИМ. – Москва, 1968. – вып.3. – С.3. 2. Василевич, Ю.В. Функциональные зависимости для сил внутреннего трения при деформации препрегов / Ю.В. Василевич, В.М.Сахоненко, С.В.Сахоненко, К.А.Горелый, Е.В.Малютин // Механика машин, механизмов и материалов. – 2011. – №3 (16). – С. 31-33. 3. Крагельский И.В. Трение и износ / И.В.Крагельский. – М.: Машиностроение, 1962. – 370 с. 4. Крагельский И.В. Развитие науки о трении / И.В.Крагельский, В.С.Щедров. – М.: изд. АН СССР, 1956. 5. Крагельский И.В. Трение волокнистых веществ / И.В.Крагельский. – М.: Гизлегпром, 1941. 6. Дерягин Б.В. Физико-химия нанесения тонких слоев на движущуюся подложку / Б.В.Дерягин, С.М.Левин. – М.: изд. АН СССР, 1959. – 391 с.

**УДК 539:374.002.62**

**Василевич Ю.В., Сахоненко В.М., Сахоненко С.В.,**

**Горелый К.А., Малютин Е.В.**

## **ОЦЕНКА ПОДАТЛИВОСТИ ПРЕПРЕГОВ ПРИ СЖАТИИ**

*Белорусский национальный технический университет*

*Минск, Беларусь*

*Представлена модель деформации препрегов из гладких и мультиаксиальных тканей. Для них установлены функциональные зависимости для определения величины деформации при сжатии каждого из семейств нитей. Установлены характеристики в виде неупругой постоянной сжатия и модуля упругости при сжатии. Разработаны методики определения этих характеристик. Для ткани Т-13 проведены соответствующие испытания и найдены значения указанных характеристик.*

Развитие промышленного производства композитов невозможно без широкого внедрения технологии изготовления изделий из полуфабрикатов, в частности, препрегов. При этом к препрегам предъявляются дополнительные требования технологического характера, основными из которых являются гибкость и податливость. В результате уже сформированное изделие может приобрести новые формы с изменением размеров. Такое обстоятельство открывает перед технологами неограниченные возможности, позволяющие в некоторых случаях упростить оснастку, уменьшить период изготовления изделия, повысить его качество и прочностные свойства. Создание композита тесно связано с проблемой его расчета и поэтому, чтобы гетерогенная система могла рассматриваться как сплошная анизотропная среда с некоторым тензором привязанных вязкоупругих характеристик, необходимо установить методы оценки величины этих характеристик.

Будем иметь дело с многослойными препрегами, состоящими из нескольких слоев гладких тканей [1] или из мультиаксиальных тканей [2]. Для таких препрегов внешняя нагрузка может создавать условия для возникновения растягивающих напряжений в нитях, усилий сжатия нитей в поперечном к ним направлении, взаимного смещения нитей одного семейства по нитям второго семейства.

Отметим, что сжатие у препрегов может быть двойкой формы. Очевидно, сжатие в обычном смысле приводит к потере устойчивости армирующего материала каркаса ткани, так как он представляет собой абсолютно гибкие нити, которые могут воспринимать только растягивающие нагрузки. Сжатие без потери устойчивости может быть осуществлено только совместно с растяжением второго семейства нитей. Простейший случай такого сжатия получается при параллельном сдвиге одного семейства нитей вдоль второго. При таком сжатии сжимающие усилия передаются от одной нити к другой только при непосредственном контакте между нитями разных семейств в узлах переплетения. При этом вначале сечение нити, состоящее из 1000 и более элементарных нитей, доуплотняется даже при незначительной по величине силе. В результате происходит сдвиг между семействами нитей. Дальнейшее увеличение усилий сжатия сопровождается упругими деформациями.

Задачей настоящего исследования является установление функциональной зависимости для определения величины деформации при сжатии препрегов, а также определение характеристик препрега, которые используются в расчетных формулах.

Для моделирования процессов, происходящих при сжатии препрегов, проводились испытания плоских образцов, изготовленных из тканого материала. Приспособление для испытаний представляет

собой четырехзвенник в виде квадрата [3, 4] (рис. 1). Образец ткани в общем случае в виде ромба и, в частности, в виде квадрата со сторонами, параллельными семействам нитей, защемляется по двум противоположным сторонам четырехзвенника. Две другие стороны образца остаются свободными. Растягивающая нагрузка прикладывается к противоположным углам четырехзвенника. При испытаниях образец удлиняется в направлении действия силы и укорачивается в перпендикулярном направлении, оставаясь все время ромбом. В результате уменьшается расстояние между параллельными сторонами четырехзвенника. Такое обстоятельство приводит к поперечному сжатию нитей основы и утка.

Если в приспособлении защемлены нити основы, то при их сжатии само сжатие осуществляется следующим образом. Происходит параллельный сдвиг нитей, уменьшая расстояние между ними. Изменяются геометрические параметры сечения нитей за счет доуплотнения, пока не обеспечивается ее целостность до установления размеров, не зависящих от величины приложенной внешней нагрузки.

Эти изменения происходят при небольшой по величине нагрузке. Дальнейшее сжатие характеризуется только упругими деформациями. Таким образом, процесс сжатия можно разбить на два этапа: неупругое сжатие и упругое сжатие. Такое представление о сжатии имеет важное практическое значение. Дело в том, что если при переработке препрегов достигнуты условия, при которых имеют место упругие сжатия, то это может привести к потере устойчивости армирующего материала. В результате

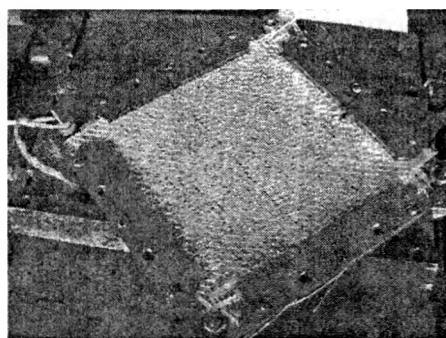


Рис. 1 – Приспособление для испытаний

произойдут значительные геометрические изменения, которые могут привести к складкам, заломам и расслоениям в материале готового изделия, что недопустимо. На этом основании переработка препрегов должна осуществляться в пределах неупругих деформаций. Отсюда вытекает необходимость знания максимального значения неупругих деформаций для каждого семейства нитей у препрегов.

У второго семейства концы нитей не закреплены, поэтому при деформации они могут свободно перемещаться. При сжатии такое свободное перемещение позволяет увеличить долю неупругого сжатия, так как в этом случае появляется возможность неупруго изменить сечение нити, уменьшая ширину сечения за счет увеличения ее толщины.

Проведенные исследования позволяют сделать следующий вывод. При испытаниях образцов ткани с использованием приспособления в виде четырехзвенника упругая стадия сжатия первоначально наступает у семейства нитей, концы которых защемлены. Второе семейство нитей в это время испытывает только неупругие деформации сжатия и поэтому практически деформационное поведение образца ткани может быть описано деформациями сжатия первого семейства. При этом первое семейство берет на себя значительную часть внешней нагрузки, расходуя ее на упругое сжатие.

Пусть вырезан квадратный образец со стороной  $l$ , у которого стороны параллельны соответствующим семействам нитей. При испытаниях фиксируется усилие  $P$ , приложенное к рамке четырехзвенника и перемещение  $\Delta W$ , которое равносильно изменению длины диагонали образца.

Представление сжатия тканых материалов, состоящего из двух фаз неупругой и упругой, позволяет предположить линейную зависимость перемещения  $\Delta W$  от нагрузки  $P$  [5]. Таким образом

$$\Delta W = \gamma + \gamma_1 P, \quad (1)$$

где  $\gamma$  и  $\gamma_1$  - некоторые постоянные, причем величина  $\gamma$  представляет собой неупругую составляющую перемещения. Найдем их методом наименьших квадратов с использованием результатов проведенных испытаний.

Формула (1) может быть представлена в таком виде

$$\gamma + \gamma_1 - \Delta W = 0. \quad (2)$$

Точки  $(P_i, \Delta W_{ij})$  представляют собой результаты проведенных испытаний и поэтому они приближенно лежат на прямой, следовательно формулы (1) и (2) приближенные. Подставляя в формулу (2) вместо  $P$  и  $\Delta W$  их значения  $P_i$  и  $\Delta W_{ij}$ , взятые из таблицы результатов испытаний, получим равенства

$$\gamma + \gamma_1 P_i - \Delta W_{ij} = \varepsilon_{ij}, \quad (i = 1, 2, \dots, m, \quad j = 1, 2, \dots, n),$$

где  $m$  - количество используемых образцов экспериментов;  $n$  - количество нагружений образца;  $\varepsilon_{ij}$  - некоторые числа, вообще говоря, не равные нулю, которые имеют смысл погрешностей.

Требуется подобрать коэффициенты  $\gamma$  и  $\gamma_1$  таким образом, чтобы эти погрешности были по возможности малыми по абсолютной величине. Для этого необходимо отыскать минимальное значение функционала

$$U = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n (\gamma + \gamma_1 P_i - \Delta W_{ij})$$

Итак, функцию  $U$  можно рассматривать как функцию от двух переменных  $\gamma$  и  $\gamma_1$ . Подберем эти переменные так, чтобы функция  $U$  получила возможно меньшее значение. Для этого необходимо, чтобы соблюдались следующие условия

$$\frac{\partial U}{\partial \gamma} = 0, \quad \frac{\partial U}{\partial \gamma_1} = 0.$$

Отсюда, удовлетворяя предыдущие зависимости, получим линейную систему двух уравнений с двумя неизвестными  $\gamma$  и  $\gamma_1$

$$\begin{aligned} m \cdot n \cdot \gamma + \left( n \cdot \sum_{i=1}^m P_i \right) \gamma_1 &= \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \Delta W_{ij}, \\ \left( n \cdot \sum_{i=1}^m P_i \right) \gamma + \left( n \cdot \sum_{j=1}^n P_i \right) \gamma_1 &= \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n P_i \Delta W_{ij}. \end{aligned} \quad (3)$$

Это окончательный вид так называемой нормальной системы способа наименьших квадратов. Из этой системы находим  $\gamma$  и  $\gamma_1$ , а затем подставляем их в эмпирическую формулу (1).

Результаты испытаний для ткани Т-13 представлены в таблице 1. Здесь в таблице первая строка данных относится к случаю, когда в приспособлении защемлены нити основы, вторая строка данных – защемлены нити утка, третья строка – все концы нитей защемлены.

**Таблица 1– Результаты испытаний образцов ткани Т-13 на сжатие**

	$P_i, H$												
	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	100	150	250
1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.	8.	9.	10.	11.	12.	13.	14.
$\Delta W_{ij}, \text{мм}$	23	50	63	65	71	74	74	75	75	75	80	81	83
	34	58	73	77	82	83	87	88	89	90	94	95	97
	25	54	60	64	67	70	71	73	74	74	81	83	86
	26	55	68	76	79	80	82	84	85	85	90	91	92
	29	65	74	83	84	88	90	90	93	93	96	96	97
	31	61	63	68	70	73	74	75	76	77	82	85	87
	28	56	70	73	76	79	81	81	81	82	87	89	90
	31	66	78	82	86	88	90	90	91	91	96	97	98
	30	55	60	62	66	67	69	72	76	77	84	89	92



## Окончание таблицы 1

1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.	8.	9.	10.	11.	12.	13.	14.
	27	55	62	72	75	76	78	79	80	80	85	88	90
	30	73	76	79	84	85	90	90	91	91	95	95	98
	29	60	66	70	73	74	77	77	78	79	85	88	90
	26	50	61	65	66	68	71	72	73	73	79	82	84
	30	63	77	82	85	87	88	89	90	91	95	97	98
	30	54	64	67	73	75	78	78	81	81	90	94	97
	26	58	65	73	86	88	89	89	90	90	94	95	96
	29	64	70	70	84	86	86	88	89	92	94	96	96
	26	50	64	70	73	75	76	78	78	79	80	81	85
	27	59	71	76	79	81	82	83	84	85	89	90	91
	28	66	69	75	83	84	86	87	88	90	92	97	98
	28	54	63	65	69	70	73	74	76	79	82	86	87
	24	54	66	68	70	72	73	76	77	80	82	86	87
	28	55	65	69	71	72	74	75	77	78	85	88	94
	29	58	59	59	60	61	65	70	75	80	83	86	88
	28	52	58	59	60	60	61	61	62	63	71	75	80
	30	58	70	76	80	81	84	85	86	87	92	94	95
	31	65	68	70	72	74	76	77	78	79	84	92	95
	25	52	64	70	78	80	81	83	83	84	85	85	86
	30	61	77	79	81	80	84	85	86	88	90	92	94
	29	55	65	71	73	76	78	80	80	81	86	91	92

Используя данные таблицы 1 из системы (3) найдены величины  $\gamma$  и  $\gamma_1$ .

В случае заземления нитей основы  $\gamma = 63,8 \text{ мм}$ ;  $\gamma_1 = 0,096 \text{ мм/Н}$ .

В случае заземления нитей утка  $\gamma = 71,6 \text{ мм}$ ;  $\gamma_1 = 0,098 \text{ мм/Н}$ .

В случае заземления нитей основы и утка  $\gamma = 62,4 \text{ мм}$ ;  $\gamma_1 = 0,110 \text{ мм/Н}$ .

Анализ данных таблицы показывает, что результаты испытаний в первом и третьем случаях практически одинаковы в диапазоне нагружения, обеспечивающего неупругое сжатие. Это означает, что в третьем случае при испытаниях, когда нити основы достигли фазы упругого сжатия, то нити утка еще нет. Такое положение доказывает правильность сделанных выше выводов о сжатии, что позволяет найти характеристики сжатия каждого семейства нитей у ткани.

Определим относительное сжатие соответствующего семейства нитей. Для этого воспользуемся схемой деформирования рамы, изображенной на рис. 2.

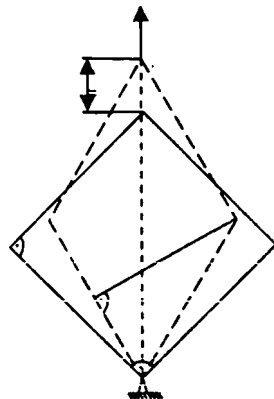


Рис. 2 – Схема деформирования рамы

Здесь на рисунке  $AD = AB = C'D' = B'C' = a$ . Искомое относительное сжатие  $\epsilon$  равно

$$\epsilon = \frac{AD - ED'}{AD}.$$

Запишем теорему косинусов для треугольника  $AD'C'$

$$(AC'')^2 = (C'D')^2 - 2C'D' \cdot AD' \cdot \cos \angle AD'C'.$$

Если обозначим  $\angle B'AD'$  через  $\beta$ , то получим

$$(\sqrt{2}a + \Delta W)^2 = a^2 + a^2 + 2a^2 \cos \beta.$$

С учетом того, что  $EA = a \cos \beta$ , найдем

$$EA = \frac{(\sqrt{2}a + \Delta W)^2 - 2a^2}{2a} = \sqrt{2}\Delta W + \frac{\Delta W}{2a}. \quad (4)$$

Считаем слагаемое

$$\frac{\gamma_1 P^2}{2a}$$

в равенстве (4) малым по сравнению с оставшейся суммой. В таком случае выражение для  $EA$  приобретает вид

$$EA \approx a(\gamma_{11} + \gamma_{12}P), \quad (5)$$

где

$$\gamma_{11} = \frac{\gamma}{a} \left( \sqrt{2} + \frac{\gamma}{2a} \right), \quad \gamma_{12} = \left( \sqrt{2} + \frac{\gamma}{a} \right).$$

Отметим, что выражение (5) для  $EA$  два первых слагаемых в разложении ее функциональной зависимости по степени  $P$ . Поступая аналогичным образом при вычислении  $ED'$ , найдем

$$\begin{aligned} ED' &= \sqrt{(AVD)^2 - AE^2} \approx \sqrt{1 - \gamma_{11}^2 2\gamma_{11}\gamma_{12}P} \approx \\ &\approx \alpha \sqrt{1 - \gamma_{11}^2} \cdot \left( 1 - \frac{\gamma_{11}\gamma_{12}}{1 - \gamma_{11}^2} \cdot P \right). \end{aligned} \quad (6)$$

Нагрузка  $P = 250H$  является предельной. Это значение при проведении испытаний было выбрано с целью проверки точности полученных формул на всем возможном диапазоне изменения  $P$ . Очевидно, что зависимость (6) является точной при  $P = 0$ . Наибольшая погрешность наблюдается при максимальном значении  $P$ . Для ткани Т-13, участвующей в испытаниях, при  $a = 180$  мм точное значение  $ED' = 101,5$  мм, а приближенное, подсчитанное по формуле (6), равно 80,5 мм. Погрешность вычисления в этом случае составила около 20%.

С учетом того, что переработка препрегов осуществляется при малых значениях нагрузки  $P$ , расчеты по формуле (6) являются приемлемыми. Во многих случаях достаточно знать только величину неупругого перемещения, которое в случае малости  $P$  практически равно искомому. С учетом найденной зависимости (6) для  $ED'$  относительное сжатие  $\varepsilon$  семейства нитей равно

$$\varepsilon \approx \left( 1 - \sqrt{1 - \gamma_{11}^2} \right) + \frac{\gamma_{11}\gamma_{12}}{1 - \gamma_{11}^2} P. \quad (7)$$

Здесь первое слагаемое в равенстве для  $\varepsilon$  отвечает за неупругую относительную часть сжатия семейства нитей, а второе – за упругую. В таком случае второе слагаемое в равенстве (7) можно представить в виде

$$\frac{\gamma_{11}\gamma_{12}}{1 - \gamma_{11}^2} P = \frac{\sigma_{сж}}{E_{сж}}, \quad (8)$$

где  $\sigma_{сж}$  – напряжение сжатия семейства нитей;  $E_{сж}$  – модуль упругости при сжатии.

Для нахождения  $\sigma_{сж}$  поступим следующим образом. Внешняя нагрузка  $P$  уравнивается напряжениями  $\sigma_P$ , которые испытывает образец ткани (условно удаляется образец ткани из приспособления для испытаний и заменяется его действие на четырехзвенник усилиями  $\sigma_P$ ). Таким образом, работа силы  $P$  равна работе сил сопротивления  $\sigma_P$ . При этом необходимо учесть, что работа на неупругих перемещениях равна нулю. Второе уравнение для определения  $\sigma_{сж}$  найдем из условия равенства потенциальной энергии деформации образца ткани работе внешних сил. С учетом того, что упругие деформации сжатия  $\sigma_{сж}$  и растяжения  $\sigma_P$  испытывает только семейство нитей, закрепленное по концам в приспособлении для испытаний, получим

$$\frac{1}{2} \gamma_1 P^2 = \frac{1}{2} \sigma_{11} h a \cdot \Delta W_1,$$

$$\frac{1}{2} \gamma_1 P^2 = \frac{1}{2} \sigma_{11} h a \cdot \Delta W_2 + \frac{1}{2} \sigma_{сж} h a \cdot \Delta W_1 \quad (9)$$

$$\Delta W_1 = \frac{\gamma_{11} \gamma_{12}}{1 - \gamma_{11}^2} P a, \quad \Delta W_2 = \frac{\sigma_P}{E_T} a$$

Здесь  $\Delta W_1$  – величина упругого сжатия нитей;  $\Delta W_2$  – величина упругого растяжения нитей;  $E_T$  – модуль упругости при растяжении ткани;  $h$  – толщина ткани.

Из системы (9) определим

$$\sigma_{сж} = P \left( \gamma_1 - \frac{\gamma_1^2 (1 - \gamma_{11}^2)}{h a^2 \gamma_{11}^2 \gamma_{12}^2 E_T} \right) \frac{\sqrt{1 - \gamma_{11}^2}}{h a^2 \gamma_{11} \gamma_{12}} \quad (10)$$

Модуль упругости  $E_{сж}$  найдем из (8)

$$E_{сж} = \frac{\sqrt{1 - \gamma_{11}^2}}{h a^2 \gamma_{11}^2 \gamma_{12}^2} \left( \gamma_1 - \frac{\gamma_1^2 (1 - \gamma_{11}^2)}{h a^2 E_T \gamma_{11}^2 \gamma_{12}^2} \right) \quad (11)$$

Для ткани Т-13 толщина составляет  $h = 0,26$  мм. Модуль упругости при растяжении ткани в направлении основы равен  $3 \cdot 10^4$  Н/мм<sup>2</sup>, а в направлении утка –  $2,5 \cdot 10^4$  Н/мм<sup>2</sup>. Расчет, проведенный по формулам (11), с учетом этих данных и результатов испытаний, установил, что  $E_{сж} = 17,6$  Н/мм<sup>2</sup> и  $E_{сж} = 15,2$  Н/мм<sup>2</sup> для семейств нитей основы и утка соответственно. Относительное сжатие семейств нитей при этом составило:

$\epsilon_0 = 0,17$  – для нитей основы;

$\epsilon_0 = 0,23$  – для нитей утка.

Необходимо отметить, что понятие упругого сжатия для препрегов несколько отличается от понятия упругого сжатия твердого тела. Как в первом, так и во втором случаях, деформации тел являются достаточно малыми, а феноменологические соотношения, связывающие деформированное и напряженное состояния, линейны. Однако, если во втором случае тело полностью восстанавливает свою первоначальную форму после снятия нагрузки, то, как показали экспериментальные исследования, в первом случае первоначальная форма не восстанавливается полностью. Такова особенность деформирования препрегов.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Тканые конструкционные композиты: / Скардино Ф. [и др.]; пер. с англ. под ред. Т.- В. Чу и Ф. Ко. – М.: Мир, 1991. – 432 с.
2. Хилиджинов К.В. Мультиаксиальные ткани «Армент» компании «Стеклонит» / Хилиджинов К.В. // Композитный мир. – 2008 (18). – № 5. – С. 10-13.
3. Liu, C.J. Residual stresses in filament wound laminates and optimum programmed winding tension / C.J. Liu, C.C. Chamis // Proc. SPIE, 20 – the Annual Conference, sect. 5-D. – 1965.
4. Качурин В.К. Гибкие нити с малыми стрелками / В.К. Качурин. – Москва: ГИТТЛ. – 1956. – 137 с.
5. Василевич Ю.В. Теоретические и экспериментальные исследования

по определению неупругой составляющей сжатия ткани Т-13 / Василевич Ю.В., Сахоненко В.М., Сахоненко С.В., Горелый К.А, Малютин Е.В.// Механика машин, механизмов и материалов. – 2011. – №4 (17). – С.63–65.

УДК 620.178.7

Василевич Ю.В., Мойсейчик А.Е., Мойсейчик Е.А.

## О ВЗАИМОСВЯЗИ УДАРНОЙ ВЯЗКОСТИ СТАЛИ С ДЕФОРМАЦИОННЫМ ТЕПЛОБРАЗОВАНИЕМ В НАДРЕЗЕ

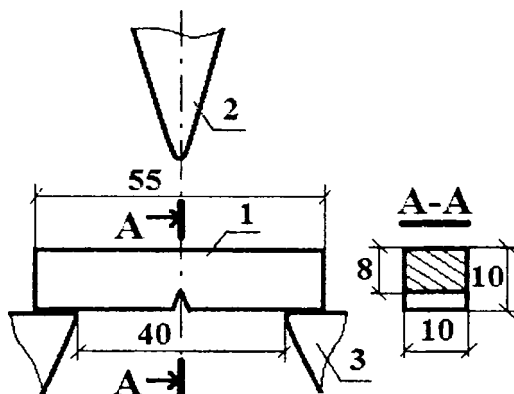
Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

*В статье отмечаются недостатки существующей методики определения ударной вязкости при низких температурах по ГОСТ 9454-78. Указывается, что при таких испытаниях лишь качественно регламентируется продолжительность установки охлажденного образца в копер, при отсутствии точных замеров температуры образца в момент удара маятником. Температура образца в этот момент принимается равной температуре охлаждающей среды холодильной камеры. Не учитывается неопределенность вследствие изменения температуры в корне надреза в момент удара из-за вклада деформационного тепла. На основании выполненного анализа делается вывод, что величина экспериментально определяемой ударной вязкости стали зависит не только от ее механических характеристик, но и теплофизических свойств.*

*Ключевые слова:* сталь, ударная вязкость, деформационное тепло

Введение. При выборе и приемосдаточных испытаниях сталей для металлоконструкций их склонность к хрупкому разрушению оценивают по величине ударной вязкости, определяемой в соответствии с ГОСТ 9454-78[1]. Этот способ испытания стали имеет свою историю[2]. Стандартный метод ударных испытаний [1] проявляет комплексное действие на сталь трех факторов: надреза, температуры, скорости приложения нагрузки. Для конструирования конкретных изделий часто необходимо учитывать при ударных испытаниях влияние на сталь и других факторов (толщины элемента, сварочных и др. воздействий) [3]. В соответствии с ГОСТ 9454-78 нагружение испытуемого при данной температуре образца с одним из трех типов надрезов (U,V,T) производят по схеме рис. 1.



1-стандартный образец с надрезом типа U,V,T; 2-нож маятника; 3-опоры копра

Рис. 1 – Схема испытаний образцов на ударную вязкость

При испытаниях с охлаждением ГОСТ 9454-78 лишь качественно регламентирует продолжительность установки охлажденного образца в копер, без точных замеров температуры образца в момент удара маятником копра. При этом температура образца в момент удара принимается равной температуре охлаждающей среды. Дополнительную неопределенность вносит деформационное тепло, возникающее в корне надреза в момент удара. Конкретный тип надреза образца применяется в зависимости от особенностей работы материала в составе конструкции. Так, для строительных металлоконструкций наиболее распространен метод ударных испытаний по Шарпи [4]. При этом нужно

иметь в виду, что тип надреза образца сказывается на величине пластически деформируемой области в корне надреза и количестве выделяющегося деформационного тепла.

Целью статьи является установление взаимосвязи между ударной вязкостью стали и теплообразованием при пластическом деформировании в надрезе.

Работа и нагрузка на образец. Ударная вязкость определяется по выражению (1):

$$K_C = K/A, \quad (1)$$

где  $K$  - работа удара;  $A$  - начальная площадь поперечного сечения в месте расположения надреза, концентратора (сечение  $A-A$ ).

Работа  $K$ , затраченная на деформацию и разрушение образца, без учета потерь на трение, будет равна разности потенциальных энергий маятника копра в исходном положении и после удара  $K = mg(H_1 - H_2)$ , где  $mg$  - вес маятника;  $H_1, H_2$  - соответственно, высота подъема маятника до удара по образцу и после удара. Высоты  $H_1$  и  $H_2$  определяются через длину маятника  $l$ , угол начального подъема  $\alpha$  и угол взлета маятника после удара  $\beta$ :  $H_1 = l(1 - \cos\alpha)$ ;  $H_2 = l(1 - \cos\beta)$ . Работа маятника, затраченная на трение в подшипниках и трение о воздух, будет равна  $A_{тр} = mgl(\cos\beta_0 - \cos\alpha_1)$ , где угол  $\beta_0$  - угол взлета маятника при его свободном падении при отсутствии образца. За счет потерь на трение угол  $\beta_0$  должен быть несколько меньше начального угла  $\alpha_1$ .

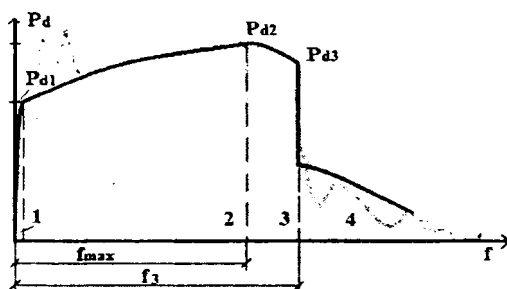


Рис. 2 – Опытная осциллограмма «нагрузка-перемещение» (серый цвет) и ее схематизированное представление (черная линия) для образца с U-образным надрезом из низкоуглеродистой стали

На рис.2 показана типичная осциллограмма, получаемая при испытаниях на ударный изгиб стандартных образцов из стали ВСтЗсп. При пониженных температурах уменьшается площадь области 2 (вплоть до нуля) и при квазихрупком разрушении диаграмма представляется суммой площадей 1,3,4, а при хрупком – 1 и 4 [4]. Диаграмма рисунка 2 подобна соответствующей диаграмме, получаемой при статическом нагружении стандартного образца, но в случае удара время действия нагрузки намного меньше. Высокая ударная вязкость определяется, в основном, площадью 2, соответствующей энергии, затрачиваемой на зарождение разрушения. Энергия, необходимая для развития трещины (область 3) и образования боковых сколов в изломе (область 4) уменьшается с понижением температуры испытания и ростом скорости удара[4].

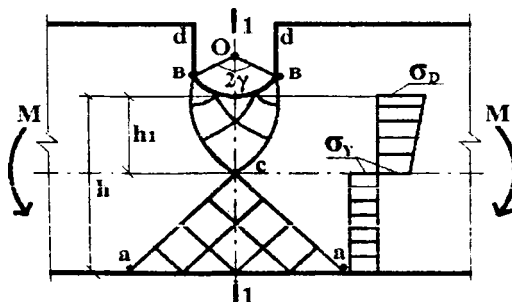


Рис. 3 – Схема пластического течения и распределения изгибных напряжений в ослабленном сечении стандартного образца с U-образным надрезом (стадии нагружения 1 и 2)

Деформирование и теплообразование в образце с U-образным надрезом. Рассмотрим упрощенную модель нагружения стандартного образца с U-образным надрезом (рис. 3) и схематичным полем скольжения в области, примыкающем к сечению 1-1.

Изменение напряженного состояния стандартного образца с *U*-образным надрезом можно проследить при статическом нагружении поперечной силой твердотельной модели (рис.4) и анализе напряженного состояния методом конечного элемента в среде программного комплекса ANSYS. При этом работу материала (сталь ВСтЗсп) моделируем диаграммой с линейным самоупрочнением. Полученные при расчете распределение касательных, нормальных и эквивалентных напряжений (по Мизесу) при статической нагрузке на образец, соответствующей стадии самоупрочнения стали, приведено на рисунках 4, 5, 6.

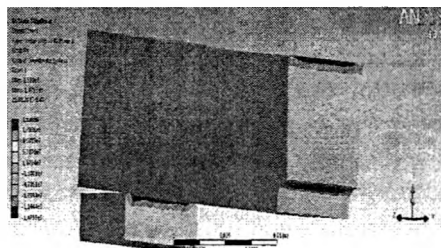


Рис. 4 – Распределение касательных напряжений в окрестности ослабленного сечения стандартного образца с *U*-образным надрезом

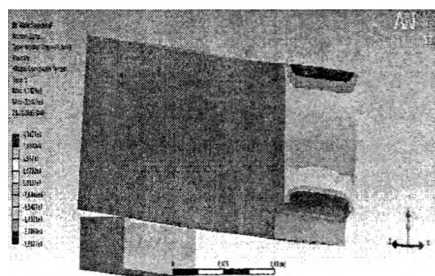


Рис. 5 – Распределение нормальных напряжений в окрестности ослабленного сечения стандартного образца с *U*-образным надрезом

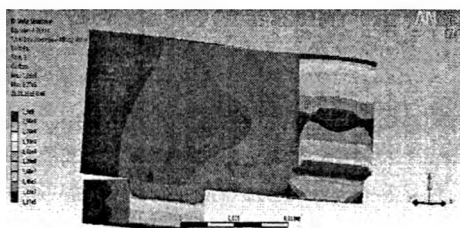


Рис. 6 – Распределение эквивалентных напряжений (по Мизесу) в окрестности ослабленного сечения стандартного образца с *U*-образным надрезом

При статическом нагружении такого образца из упруго-пластического тела деформации постепенно развиваются с увеличением нагрузки. При этом упругие области вначале сдерживают деформацию тела и немного охлаждают его [5-7], далее это сдерживающее влияние ослабляется и в некоторый момент наступает пластическое течение, отвечающее предельному состоянию образца. При этом происходит локализация пластических деформаций. На поверхности эти деформации проявляются в форме фигур течения. У надреза пластическое течение происходит не во всем примыкающем к надрезу объеме, а по отдельным поверхностям скольжения. На этих внутренних поверхностях скольжения инициируются деформацией физико-химические реакции, сопровождающиеся выделением тепла. При статическом нагружении средняя по охваченному пластической деформацией объему стали может достигать нескольких десятков градусов [5-7]. При этом источниками тепла являются полосы скольжения, температура нагрева которых значительно выше средней по объему. Термография растянутых стальных образцов показывает, что распределение температуры деформационного нагрева качественно соответствует распределению напряжений как в упругой [8], так и упруго-пластической стадиях работы стали [7].

При динамическом нагружении область, охваченная пластическими деформациями будет меньше.

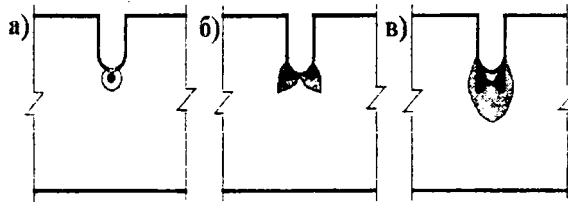


Рис. 7 – Стадии развития пластических деформаций и нагрева у надреза при статическом нагружении: а-начало текучести; б-стадия самоупрочнения; в-стадия предразрушения

Кратковременность нагрузки приводит к адиабатическому нагреву, сопровождающемуся более значительным повышением температуры в окрестности надреза. При этом развитие нагрева в окрестности U-образного надреза, как будет показано в последующих главах, развивается от ядра деформации по направлениям наибольших касательных напряжений. На рис.7 показаны стадии развития пластических деформаций и нагрева у надреза при медленном нагружении. При ударной нагрузке вероятнее всего реализуется стадия а) или частично б) и нагрева в зоне а-с-а не происходит. Если допустить, что нагрев полос скольжения в окрестности надреза возможен на десятки (сотни) градусов, то учитывая высокую скорость нагрева этих участков, в зоне надреза возможно усиление неравномерности деформаций из-за ее температурных составляющих.

Учитывая эпюру напряжений рис.3 можно определить предельный момент, воспринимаемый сечением 1-1 и в первом приближении найти его выражение через ударную вязкость.

Положение нейтральной оси сечения 1-1 и высота растянутой зоны  $h_1$  определяются из условия равновесия (равенства) внутренних растягивающих и сжимающих усилий(2):

$$\sigma_y b h_1 \left( \frac{k_d + 1}{2} \right) - \sigma_y b (h - h_1) = 0, \quad (2)$$

где:  $b$ -ширина сечения 1-1 образца;  $k_d$ - коэффициент динамичности;  $\sigma_d = k_d \sigma_d$ .

Тогда  $h_1 = 2h / (3 + k_d)$ . При падении с высоты  $(H_1 - H_2) = \Delta H$  маятник копра за время  $\Delta t$  производит удар по образцу силой  $F_d = m \sqrt{2g\Delta H} / \Delta t$ , которая вызовет в сечении 1-1 изгибающий момент (3):

$$M_d = \frac{m l \sqrt{2g\Delta H}}{4\Delta t} = \frac{b h l (KC)}{n f_y}, \quad (3)$$

где:  $KC$ - ударная вязкость;  $n = 1 + 2 \left( \frac{f_p}{f_y} - 1 \right)$ ;  $f = f_y + f_p$  - величина полного прогиба образца,

представляющего сумму прогиба при упругой и пластической стадиях работы материала.

Изгибающий момент  $M$  (рис.3) может быть выражен как момент внутренних усилий по выражению

$$M = \sigma_y b h^2 N(k_d),$$

где:  $N(k_d) = \frac{1}{2} + \frac{k_d - 1}{3} + \frac{(k_d + 1)^2}{4}$ . Из условия  $M_d \leq M$  получаем, что

$$KC \leq \sigma_y \left( \frac{2h}{3 + k_d} \right) n N(k_d) f_y. \quad (4)$$

Учитывая зависимость ударной вязкости, предела текучести, коэффициента динамичности, пластической составляющей прогиба от температуры среды и от внутреннего деформационного нагрева получим из выражения (4), что при фиксированных форме образца и типе надреза, скорости нагружения и температуре среды  $t$  безразмерный критерий

$$KC(t) / \sigma_y(t) f_y \leq n(t) \cdot const \quad (5)$$

где в основном  $n(t)$  зависит от способности металла образца производить при фиксированной скорости нагружения и температуре среды большее количество деформационного тепла и быстро его

распределять в примыкающие к источнику тепла объемы. Способность металла быстрее или медленнее распределять тепло определяется его температуропроводностью [9]. Это означает, что безразмерный критерий в левой части неравенства (5) будет функцией температуропроводности. Для металлов с высокой способностью отводить тепло (золото, медь, алюминий) не должно быть резкого провала в ходе температурной зависимости ударной вязкости. Для сталей такой провал наблюдается и он определяет по существующим нормам работоспособность стали при низкой температуре. Практическое применение выражения (4) для оценки работоспособности в настоящее время затруднено вследствие отсутствия в справочной литературе теплофизических характеристик в температурных диапазонах, соответствующих аналогичным данным по механическим свойствам для разных марок сталей (экспериментально исследован ход температурных кривых ударной вязкости, предела текучести, а ход теплопроводности и теплоемкости в справочной и специальной литературе не освещен).

Заключение. Таким образом, величина экспериментально определяемой ударной вязкости стали зависит не только от ее механических характеристик, но и теплофизических свойств.

## ЛИТЕРАТУРА

1. ГОСТ 9454-78. Метод испытания на ударный изгиб при пониженных комнатной и повышенных температурах.- М.: Издательство стандартов. - 1990. - 14с.
2. Финни И. Исторические этапы развития современного представления о хрупкопластическом переходе в сталях/ И. Финни, Р. Мейвил//Современное машиностроение.-Сер.Б.-1990.-№6.-С.42-47.
3. Мэттьюс У. Роль ударных испытаний при оценке вязкости разрушения материалов//В кн.: Ударные испытания металлов. Под ред. Дроздовского Б.А.и Морозова Е.М.- М.:Мир,1973.-С.13-29.
4. Тылкин М.А., Большаков В.И., Одесский П.Д. Структура и свойства строительной стали.- М.: Металлургия, 1983. - 287с.
5. Лукин Е.С. Исследование предельного состояния конструкционных сталей по термопластическому эффекту. Автореферат дисс. на соискание уч. степени канд.техн.наук.- Якутск:ИФТПС РАН,2005г.-23с.
6. Реморов,В.Е.Научно-методические основы исследования трещиностойкости металла по тепловому эффекту пластической деформации в зоне разрушения: автореферат диссертации на соискание ученой степени д-ра техн. наук/ В. Е. Реморов. - Новокузнецк, 1998. - 41 с.
7. Мойсейчик Е.А. О деформационном теплообразовании в элементах стальных строительных конструкций из низкоуглеродистой стали/ Мойсейчик Е.А., Шафрай С.Д.// Известия вузов. Строительство.- 2012- № 7-8.-С.101-109.



## REFERATS

### ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

#### УДК 621.9

V.E. Antonjuk, I.N. Nikolaenkov, E.M. Dechko, V.V. Rudy  
FEATURES OF DESIGNING OF HOB WITH MODIFIED PROFILES

The wheel hob dressing for various wheels is feasible to carry out basing on the Shaping theory. The tooth cutter profile is regarded as a special case of the wheel profile cutter.

#### УДК 621.914.1-669.14:539.4

A.G. Galileev, I.L. Barshai  
EFFECTS OF NEEDLE MILLING ON WEAR RESISTANCE OF DETAILS FROM STEEL

In report are stated results of the study of the influence process needle milling on wear resistance of details from steel in particular the relative volumetric wear. Use of the specified models will allow optimizing conditions for formation of wear resistance from the specified materials depending on condition

#### УДК 621.95

E. Dechko, E. Ivashin, A. Voronovich  
3D MODEL OF AUGERDRILL HAS BEEN DESIGNED

The model gives us an opportunity to study the parameters changes of transporting and cutting parts of the tool while drilling.

#### УДК 621.791.72

Devoino O.G., Kardapolova M.A., Lutsko N.I., Kowalchuk A.A.  
ONE-LAYERED NI-BASED SUPERALLOY COATINGS MICROHARDNESS WITH VARIOUS PROCESSING PARAMETERS OF LASER CLADDING

Method of laser cladding and possibility of its using for new parts strengthening and for worn-out part reconstruction considered in this article. Advantages of laser cladding in comparison with traditional methods of cladding are analyzed. Technologies of rapid prototyping are considered, in which laser cladding are used. Influence of processing parameters of laser cladding on microhardness one-layered Ni-based superalloy coatings are investigated.

#### УДК 621.833

M.M. Kane, A.I. Medvedev, B.V. Ivanov  
THE CHANGE OF THE QUALITY PARAMETERS OF THE CYLINDRICAL GEARS TEETH SURFACES BY THEIR A GRINDING OF THE CONIC MIRRORING ABRASIVE WHEEL

The results of the experimental study of the microhardness, roughness 1 and 2 kind, residual stresses change in the teeth surfaces of the surfaces of the cylindrical gears ( $m = 4-6,5$  mm,  $z = 21-56$ ) adduce. The main appropriateness of the showed processes for a different grades of the alloyed steels have determined.

**УДК 621.373.826**

O.S. Kobjakov, N.V. Spiridonov, S.F. Kukin, E.L. Buzun

**LASER HARDENING OF FRICTIONAL MECHANISMS OF KNOTS OF COUPLING OF A TRACTOR «BELARUS»**

In article problems of increase of wear resistance and a resource of knots of coupling of a tractor «Беларус» with use of the developed technology of laser superficial training are considered

**УДК 621.95**

L.A. Kolesnikov

**TIME LAG OF CUTTING FORCE FROM CUTTING DEPTH ON APPLICATION OF MATHEMATICAL SIMULATION**

Mathematical simulation of experiments concerning sinusoidal protuberance cutting is performed. It is shown that experimentally observable time lag of cutting force from cutting depth is due to oscillatory properties of the system, but not to specific phenomena in the cutting area. It is proposed not to take into account time lag of cutting force during mathematical simulation.

**УДК 6 21.923**

G.P. Krivko

**PECULIARITIES OF FORMATION OF A REGULAR MIKRO-RELIEF ON SPHERIKAL SURFACES OF ROLLER FACE PLANE OF ROLLER BEARINGS**

Feature peculiarities of formation of a regular micro-relief on spherical surfaces of end face of rollers and bearings are considered

Regular micro-relief improves conditions of contact between roller and middle facet of inner racer and as result will decrease friction coefficient between surfaces of contacted parts. It will give ability to produce roller bearings with improved technical and power features.

It was proved that two-row curvilinear roughness appears on the face plane of roller after crisscross grinding. Such roughness improves oiling conditions of rubbing surfaces. It decreases resistance moment and make better rotation process under the influence of axial load.

**УДК 621.039.7**

I.S. Kulikov, A.J. Kamenev, L.J. Klimova, A.V. Hlembocki, P.I. Shirvel

**DEVELOPMENT AND APPLICATION OF VISCID COMPOSITION FOR RADIOLOGICAL RECOVERY AND CLEANING OF METALLIC**

In the article possible field of application of viscid composition are described and the results of patent and literary researches are presented. Authors developed the variant of paste for radiological recovery and described its basic advantages.

**УДК 621.039.7**

I.S. Kulikov, A.Ja. Kamenev, L.A. Klimova, A.V. Levchuk, A.V. Hlembotski

**ELECTROLYTIC-PLASMA POLISHING AS POSSIBLE ELEMENT OF NUCLEAR TECHNOLOGIES**

In the article process of electrolytic-plasma polishing and its field of application are described. The authors propose to use the method of electrolytic-plasma polishing for radiological recovery and cleaning of surface of equipment NPP.

**УДК 621.791.92**

N.A. Sakovich, A.A. Sakovich

**INFLUENCE OF THERMOMECHANICAL TREATMENT ON WEAR RESISTANCE OF METAL COATINGS**

The work presents the results of experimental studies on the effect of surface high-temperature thermomechanical treatment (SHTMT) on resistance to wear of metal coatings. It is demonstrated that after the SHTMT the wear of metal coatings is reduced by a factor of two as compared with hardening.

**УДК 621.373.826**

N.V. Spiridonov, I.O. Sokorov, L.I. Piletskaya

**THE IMPLEMENTATION OF THE FUNCTION OF ADAPTIVE CONTROL OF UNSTABLE CUTTING PROCESS ON NUMERICALLY-CONTROLLED CUTTING MACHINES**

A great opportunity to improve the performance properties of sputtered coatings opens subsequent treatment with highly concentrated streams of energy, in particular laser treatment. The different periods of the interaction of elements of coatings and substrate. We investigated the self-fluxing alloys ma-rock ПП-Н73Х16С3Р3, ПП-Н70Х17С4Р4, ПП-Н67Х18С5Р5. For reinforcing layers of high quality, have a strong bond to the substrate, the process of laser-processing nikelhromborkremnievyh sputtered coatings to keep on scanning modes that provide the contact time of the melt with a basis of 0.6-0.8 sec.

**УДК 621.914+621.787**

D.N. Tureiko, I.L. Barshai

**INCREASE OF DURABILITY OF STEEL PREPARATIONS NEEDLE MILLING**

In article results of studying of influence needle milling on hardening of steel blanks, in particular, on superficial plastic deformation are stated. Use of the received data will allow to optimize conditions for formation of hardening of steel blanks depending on service conditions.

**УДК 621.793**

I.S. Frolov, S.A. Ivashchenko, L.I. Grechihin, Y.I. Frolov

**MODELING THE PROCESS OF FORMATION OF MULTILAYER ION-PLASMA COATINGS**

Thermophysical model of multilayer ion-plasma coatings is developed. The model is based on the assumption that the determining factor, on which depends the structure and properties of such coatings is the temperature of the coating layer. It is established that the optimal complex of multilayer coating properties is provided at the temperature in the coating layer from 0.1 to 0.8 the melting temperature of the coating material.

**УДК 621.78.001, 621.794.6**

A.A. Shmatov, O.G. Devoino, G.K. Zhavnerko

**THERMO-HYDROCHEMICAL TREATMENT FOR TOOL STEELS**

The structure and properties of tool steel surface, subjected to thermo-hydrochemical treatment, are examined in the paper. The process involves (1) the chemical treatment in an oxide aqueous nano-sized suspension and (2) heat treatment. Optimization of the thermo-hydrochemical process was performed. Treatment with optimal regime permits decreasing the friction coefficient of the steel surface in 8,3 as compared with untreated. Developed technology permit increasing the wear resistance of tools and parts by the factor of 1.3-4.5 in comparison with traditional its.

**УДК 621.941.2**

V. Kouptel

**MATHEMATICAL SIMULATION OF VIBRATION TURNING PROCESS**

A mathematical model of vibration generation mechanism and maintenance in cutting area of directed vibrations was developed. This model includes kinematic scheme of processing and cutting tool design parameters and allows to forecast and generate a toolpath contour of tool tip depending on cutting mode. In result of computer simulation the possibility of implementation of a toolpath contour of tool tip providing variable cross-section of cutting layer with longitudinal external turning was proved. It is set that for the maintenance of the required vibration intensity when the axial component of the cutting force  $P_x$  from 350 H to 650 H the resilient members rigidity must be within the range of 200–350 H/mm.

**УДК 621.941.1**

V. Sheleh, S. Danilchuk

**SURVEY TECHNIQUES OF CHIP CONTROL IN TURN PROCESS**

In this paper many researchers techniques classifications of chip control are considered. Chip control techniques comparative analysis based on variable and constant parameters of cutting process, vibration cutting including, is made. A new approach to turning operation techniques in addition to the traditional cutting pattern of directed asymmetric cutting tool vibration is suggested. It is also stated that the asymmetry cycle coefficient of instrument oscillation/vibration influences the layer cut thickness.

**УДК 621.91.04**

V. Danilov

**METHODOLOGICAL BASIS OF THE DESIGN OF SYSTEMS FORMING MACHINE TOOLS MODULAR**

Methodical aspects of building a kinematic module and based on their functional relationships in the design of systems forming machine tools for processing mechanical and physical-technical methods. Based on the system model and the technology shaping the structure of processing method, define the composition of modules and types of functional connections processing systems of machine tools, as the basis for the synthesis of its kinematic structure. We present examples of model-based modified kinematic differential modules and non-differential kinematic structures machines. The goals of parametric synthesis of the main elements forming systems and solutions.

**УДК 621.9.06**

I.A. Kashtalyan

**THE IMPLEMENTATION OF THE FUNCTION OF ADAPTIVE CONTROL OF UNSTABLE CUTTING PROCESS ON NUMERICALLY-CONTROLLED CUTTING MACHINES**

The problem of numerically-controlled cutting machines' using efficiency increase by creation of the adaptive systems of unstable cutting process control is considered. The mathematical models and algorithms the supply control in the function path are presented. the interaction of software modules that implement mathematical models and algorithms of supply control with other modules microprocessor numerically-controlled system are described. The examples of the developed software modules using in developing of adaptive control systems of unstable cutting process on numerically-controlled cutting machines are presented.

**УДК 626.86002.51 : 62.868.001.4**

V.A. Balitckiy

VIBROINERTIAL DRIVE MOBILE MACHINES

Considered constructive and technological issues of improving traction characteristics of mobile machines.

The experimental study are consistent with theoretical considerations.

**УДК 621.81**

P.P. Kapusta, I.V. Shvets, M.A. Kritsky

DEVELOPMENT OF ADVANCED STRUCTURAL STEEL SUPPORTS AIR SUSPENSIONS  
CRITERIA FATIGUE RESISTANCE

Presents three-dimensional models of straight, curved and stamped bearing, calculating their loading, and recommendations for improving the design of the basic stamp-reliance and a new model of support. Calculation of the structures developed in steel poles produced by the method of finite element package NASTRAN. Finite-element model was created in the pre / postprocessor PATRAN on the basis of geometric three-dimensional model, made in three-dimensional modeling package Unigraphics. Data obtained using the finite element calculations, allow us to estimate loading of parts, and in places of localization of the highest values of stress fields can be determined by the local hazardous elements fatigue details.

**УДК 621.831**

A.T. Skoybeda, A.G. Bondarenko, V.D. Vasilenok

PRELIMINARY OPERATIONAL STABILITY TOOTHED BELT TENSION

The methods and results of studying the relaxation of the prestressing value of tooched belts in the transmissions with fixed shafts are given. It is noted that the belts with metal-wire cord are less exposed to relaxation than belts with aramid filaments. The belts with glass cord occupy an intermediate position. As regard the behaviour of the relaxation process, it is recommended to set the initial tension of the belt to be 12% to 15% higher than the optimal tension. Then, during the most part of the service life the beltension will be equal to 0.95—1.05 of the optimal one.

**УДК 519.83: 621.81**

V.M. Romanchak, V.D. Vasilenok

EXPERT ASSESSMENTS OF CHOICE MODELS.

We introduce a formal model of the complex problems of the process quality assessment or evaluation of expected utility and functionality of the site and details described by a preference. Preference function is by fitting the results of expert evaluation (experiment).

**УДК 621.85.052**

A.T. Skoybeda, I.M. Kamyak, V.M. Zhukavets

EFFECT OF SLIPPER HEADS

ON THE DYNAMICS OF WHEEL-STEP MOVER

The article describes the analysis of the influence of the shape of slipper heads profile on the dynamic characteristics of wheel-step mover.

**УДК 621.85.052**

A.T. Skoybeda, I.M. Kamyak, V.M. Zhukavets

APPLICATION OF NON-CIRCULAR GEARS

IN THE DRIVE OF WHEEL-STEP MOVER

The method of calculation of the initial line of non-circular gears in the drive of wheel-step mover to improve the kinematics and dynamics of movement is considered in the article

**УДК 621.85.052**

A.T. Skoybeda, I.M. Kamyak, V.M. Zhukavets  
**CHARACTERISTICS IMPROVEMENT OF MOVEMENT  
OF WHEEL-STEP MOVER WHEN CHANGING SLIPPER HEADS**

The method to improve the characteristics of movement of wheel-step mover with rubber-track is given.

## **МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА**

**УДК 62.83**

A.I. Dudyak, V.M. Khvasko

**THE ANALYSIS OF TEMPERATURE CONDITIONS DURING THE SYNTHESIS OF SYNTHETIC  
DIAMOND POWDER**

The features of synthetic diamond powder synthesis, direct and indirect methods of temperature measurement in the reactionary mesh of high-pressure apparatus were considered in this article. The differences of temperature conditions during the diamond synthesis that are caused by time-constant voltage or heat power were analyzed. Their unfitness to practical application was determined.

The theoretical method of temperature adjustment in the reactionary mesh was proposed in order to improve the quality and gain in yield of produced diamond powder.

**УДК 621.941**

L.V. Larchenkov, M.L. Protasenia, I.O. Protasenia, Yu.V. Larchenkova

**THEORY OF INTERACTION OF A STRUCTURAL BODY WITH FRICTION.**

In article the theory of interaction of a structural (loose) body with the device for realization of its orbital action is resulted. The equation of a trajectory of movement of structural elements of a structural body is deduced and parameters of the basic parts of a trajectory are certain

**УДК 621.941**

L.V. Larchenkov, O.N. Protastnia, M.L. Protasenia, I.O. Protasenia

**TO MODELING OF MOTION OF THE STRUCTURAL BODY BY GRAVITY.**

In article the description of modeling of movement of structural elements of a structural (loose) body on an internal conic surface is resulted and on the basis of the received equations calculation of geometrical parameters of a cone is resulted.

**УДК 539.3**

A.V. Chigarev, T.V. Shukevich, M.V. Ruchan

**THE ASSESSMENT OF TIME CHARACTERISTICS OF CLOSING CRACK BANKS LOCATED ON  
A SURFACE LAYER OF A PIPE**

The method contain creating a plastic Layer in the pipe due to stress concentrators (incipient cracks). As a result, dislocations begin their movements. It cause compacting this layer material and closing crack banks.

**УДК 539.4:620.2+519.621.64**

P.I. Shyrvel, T.I. Kulak

**SIMULATION OF STEADY STRAIN STATE FOR THE NPP'S TUBING**

This paper considers the problems of modern methods for calculating designs and materials in the nuclear industry. The long cylindrical tube in the conditions of thermo power influence is considered in this article. The aim of the paper is to produce a model of solve stress/strain state for NPP's long cylindrical tube. Mechanical model for describing steady stress/strain state of the NPP's tubing are proposed. A numerical solution has been proposed to solve stress/strain state problem under creep, plastic, thermal strains. A mathematical model has been constructed. The computer program of decision of the thermo quasistatic task in package MathCAD has been programmed. A graphic distribution of displacements, stresses and creep of a tube have been received. All the obtained results have passed through checking procedures.

Applying a virtual testing method to study the controllability and stability of the two-, three- and four axles transport vehicles

**УДК 629.113.073**

Y. Gurvich, K. Safronov

THE ARTICLE DESCRIBES A TECHNIQUE TO STUDY THE CONTROLLABILITY AND STABILITY OF THE TRANSPORT VEHICLES IN THE PACKAGE SOLIDWORKS MOTION.

Developed a dynamic model considered two-, three- and four axles transport vehicles, which through virtual testing determined for the handling and stability of the car, which would greatly reduce the amount of field tests.

**УДК 629.113.073**

K. Safronov, Y. Gurvich

ANALYSIS OF THE DRIVE WHEEL SCHEMES INFLUENCE ON PERFORMANCE INDICATORS OF THE TWO AXLE ARTICULATED MACHINES ON CRITERIA HANDLING AND STABILITY

In this article described research of biaxial articulated frame machine turning process with various schemes of the drive wheels. A new mechanical-mathematical model of the steady machine turning will determine the kinematic and force characteristics of the articulated vehicles in the function of the angle of wheel rotation and speed of the machine in each drive wheels mode.

**УДК 539:374.002.62**

Yu.V. Vasilevich, V.M Sahonenko, S.V. Sahonenko, K.A. Gorely, E.V. Malyutin  
COEFFICIENT OF INTERNAL FRICTION FOR TEXTILES SMOOTH WEAVE

Established formulas for calculating the coefficients of internal friction for the first smooth weave fabrics, which are the proportionality coefficients of linear dependence on the efforts of tension in the filaments, and the pressure from the compression of the layers of tissue. The programs and methods to determine these quantities. The tests and the coefficients of internal friction for fiberglass T-13.

**УДК 539:374.002.62**

Yu.V. Vasilevich, V.M Sahonenko, S.V. Sahonenko, K.A. Gorely, E.V. Malyutin  
EVALUATION FOR COMPRESSION COMPLIANCE PREPREG

The model of deformation of the prepreg smooth and multi-axial fabrics. For them, the functional dependencies are installed to determine the compressive deformation of each of the families of the filaments. Established specifications in the form of constant inelastic compression and modulus of elasticity under compression. Developed methods for determining these characteristics. For the T-13 tissue held the corresponding tests and found the values of these characteristics.

**УДК 620.178.7**

Y.V. Vasilevich, A.E. Moyseychik, E.A. Moyseychik

ON THE RELATIONSHIP OF IMPACT STRENGTH STEEL DEFORMATION OF HEAT IN THE INCISION

The article points out the shortcomings of existing methods for determining the impact strength at low temperatures, GOST 9454-78. Indicates that such tests only qualitatively regulated installation time cooled sample in koper, in the absence of accurate measurement of the sample temperature at the moment of impact pendulum. Temperature of the sample at this point is taken as the cooling medium temperature refrigeration chamber. Not taken into account the uncertainty due to the temperature change radically cut the time of impact because of the contribution of the deformation heat. Based on the analysis performed, it is concluded that the value of the experimentally determined toughness of steel depends not only on its mechanical properties, and thermal properties.

Научное издание

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ  
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**MASHINOSTROENIE**

The Republican Interdepartmental Collection  
of the Scientific Works Proceedings

Выпуск 27

Ответственный за выпуск *И.О. Соков*  
Компьютерная верстка и дизайн обложки *ВЦ МСФ*

Подписано в печать 18.11.2013. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная. Ризография.

Усл. печ. л. 20,92. Уч.-изд. л. 8,18. Тираж 100. Заказ 1201.

Издатель и полиграфическое исполнение: Белорусский национальный технический университет. ЛИ № 02330/0494349 от 16.03.2009. Пр. Независимости, 65. 220013, г. Минск.