

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ, МОЛОДІ ТА СПОРТУ
УКРАЇНИ**

Кіровоградський національний технічний університет



*Збірник тез доповідей за підсумками студентських,
магістрантських, аспірантських наукових досліджень та
наукових досліджень викладачів за матеріалами
V-ї Всеукраїнської науково-практичної конференції:*

**“Підвищення надійності машин і
обладнання”**



Кіровоград 2011

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ, МОЛОДІ ТА СПОРТУ
УКРАЇНИ
Кіровоградський національний технічний університет**

**Тези
доповідей студентів, магістрантів, аспірантів та викладачів
на V-й Всеукраїнській науково-практичній конференції
“Підвищення надійності машин і обладнання”
6-8 квітня 2011 року**

Кіровоград 2011

Тези доповідей студентів, магістрантів, аспірантів та викладачів на V-й Всеукраїнській науково-практичній конференції “Підвищення надійності машин і обладнання” 6-8 квітня 2011 року.– Кіровоград: КНТУ, 2011. – 142 с.

Збірник тез доповідей містить тези доповідей студентів, магістрантів, аспірантів та викладачів на V-й Всеукраїнській науково-практичній конференції “Підвищення надійності машин і обладнання”, яка проходила 6-8 квітня 2011 року. У збірнику викладені питання підвищення експлуатаційної надійності агрегатів та сучасних двигунів, умов забезпечення працездатності автомобільних систем та відновлення робочих органів сільськогосподарської техніки.

Організаційний комітет:

Голова –

Кропивний В.М., проректор з наукової роботи;

Заступник голови –

Малишев В.М. – керівник МОВ;

Члени оргкомітету:

Яцун В.В.– декан факультету

“Проектування та експлуатація машин”;

Магопець С.О. – зам. зав. кафедри

“Експлуатація та ремонт машин”;

Аулін В.В. – проф. кафедри

“Експлуатація та ремонт машин”;

Кава Т.В. – фахівець I категорії МОВ.

Автори опублікованих матеріалів несуть відповідальність за підбір і точність наведених фактів, цитат, економіко-статистичних даних, власних імен та інших відомостей, а також за те, що матеріали не містять даних, які не підлягають відкритій публікації. Редакція може публікувати статті в порядку обговорення, не поділяючи точки зору автора.

ЗМІСТ

<i>М.І. Бартків, М.В. Грушецький</i> <i>ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТА НАДІЙНОСТІ</i> <i>ЗАЛІЗНИЧНИХ СТРІЛОЧНИХ ПЕРЕВОДІВ МЕТОДОМ КОНТАКТНОГО</i> <i>СТИКОВОГО ЗВАРЮВАННЯ ХВОСТОВОЇ ЧАСТИНИ СЕРДЕЧНИКА</i> <i>ХРЕСТОВИНИ З РЕЙКАМИ.....</i>	<i>7</i>
<i>О. Деркач, О. Буря, С. Шацький, Г. Міщенко</i> <i>РЕВІТАЛІЗАЦІЯ ПОВЕРХОНЬ ТЕРТЯ БЕНЗИНОВИХ ДВИГУНІВ</i> <i>ВНУТРІШНЬОГО ЗГОРЯННЯ НАНОМОДИФІКАТОРАМИ.....</i>	<i>11</i>
<i>В.В. Алексєєв, В.М. Лихачов, Е.К. Посвятенко</i> <i>ІНТЕНСИФІКАЦІЯ БЕЗВОДНЕВОГО АЗОТУВАННЯ МЕТОДОМ ХОЛОДНОГО</i> <i>ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ.....</i>	<i>13</i>
<i>А. Гупка, Б.М. Гевко</i> <i>ТРИБОЛОГІЯ КОНТАКТУ. МАСШТАБНИЙ ЧИННИК.....</i>	<i>16</i>
<i>В.В. Слонь, В.В. Аулін</i> <i>ЕКСПРЕС-МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ДІЇ ПРИСАДОК НА</i> <i>ПОВЕРХНІ ТЕРТЯ ДЕТАЛЕЙ.....</i>	<i>19</i>
<i>В.О. Коваленко, С.Л. Євтіфєєв</i> <i>ПІДВИЩЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ ПАР ТЕРТЯ ГІДРОМАШИНИ КАТАЛІТИЧНИМ</i> <i>ГАЗОВИМ АЗОТУВАННЯМ.....</i>	<i>22</i>
<i>В.В. Коваленко, А.С. Сіньковський</i> <i>ЗНОСОСТІЙКІ ПЛАЗМОВІ ПОКРИТТЯ З КОМПОЗИЦІЙНОГО</i> <i>ПОРОШКУ TiC – Ni(P) – Cu.....</i>	<i>25</i>
<i>Е.М. Шилина, А.Н. Кабанец</i> <i>ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА СОСТАВА ПОРОШКОВОГО ЭЛЕКТРОДА ДЛЯ</i> <i>НАПЛАВКИ АНТИФРИКЦИОННОГО АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА АМКО 8-1-3.....</i>	<i>27</i>
<i>В.В. Чигарев, А.М. Зусин</i> <i>ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ НАПЛАВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ С</i> <i>МЕТАСТАБИЛЬНЫМ АУСТЕНИТОМ.....</i>	<i>28</i>
<i>В.В. Чигарев, Я.А. Чейлях</i> <i>ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ СОСТАВА И СТРУКТУРЫ ПО ТОЛЩИНЕ</i> <i>НАПЛАВЛЕННЫХ СЛОЕВ Fe-Cr-Mn МЕТАСТАБИЛЬНЫХ СТАЛЕЙ.....</i>	<i>29</i>
<i>О.А. Железнова, В.В. Бурлака, С.В. Гулаков</i> <i>МОДЕЛИРОВАНИЕ СВАРОЧНОЙ ВАННЫ ПРИ НАПЛАВКЕ РАБОЧЕЙ</i> <i>ПОВЕРХНОСТИ СО СЛОЖНОЙ ТРАЕКТОРИЕЙ ДВИЖЕНИЯ</i> <i>ИСТОЧНИКА ТЕПЛОТЫ.....</i>	<i>31</i>
<i>В.В. Чигарев, Е.А. Ногаш</i> <i>ВЛИЯНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА НА ФОРМИРОВАНИЕ СТРУКТУРЫ</i> <i>ИЗНОСОСТОЙКИХ СПЛАВОВ.....</i>	<i>33</i>
<i>А.А. Дзюба, П.В. Попович, В.Д. Кузнецов</i> <i>ПРОГНОЗУВАННЯ СТРУКТУРНО-ФАЗОВОГО СТАНУ ЗНОСОСТІЙКИХ</i> <i>МАТЕРІАЛІВ ПРИ ДУГОВОМУ НАПЛАВЛЕННІ.....</i>	<i>34</i>
<i>А.Л. Ковтуненко, Ю.С. Попіль, В.М. Корж</i> <i>РІЗАННЯ ТОНКОЛИСТОВОГО МЕТАЛУ ГАЗОЛАЗЕРНИМ СПОСОБОМ З</i> <i>ВИКОРИСТАННЯМ ВОДНЕВО-КИСНЕВОГО ПОЛУМ'Я.....</i>	<i>35</i>
<i>А.П. Висоцький, М.С. Українець, В.І. Савуляк, С.А. Заболотний</i> <i>ДОСЛІДЖЕННЯ ЗОН ТЕМПЕРАТУРНОГО ВПЛИВУ В ПРОЦЕСІ НАПЛАВЛЕННЯ</i> <i>ФУНКЦІОНАЛЬНИХ ПОКРИТТІВ.....</i>	<i>39</i>

<i>О.В. Поступайло, В.І. Савуляк, С.А. Заболотний</i> МОДЕЛЮВАННЯ ТЕМПЕРАТУРНИХ ПОЛІВ ПРОЦЕСУ ЗВАРЮВАННЯ АБО НАПЛАВЛЕННЯ ТИТАНОВИХ ПЛАСТИН ТА ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ СОПЛА ДЛЯ ЗАХИСТУ ВІД АТМОСФЕРНОГО ВПЛИВУ.....	43
<i>В.Л. Куликівський</i> КОНТАКТНА ВЗАЄМОДІЯ ЗЕРНИНИ В ЗАЗОРІ МІЖ КОЖУХОМ І ВИТКОМ ГВИНТОВОГО ТРАНСПОРТЕРА.....	46
<i>К.В. Борак</i> ВПЛИВ ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНОЇ ОБРОБКИ НА ТРИБОТЕХНІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОБРОБЛЕНОГО ШАРУ.....	48
<i>О.В. Гриневич, С.М. Герук</i> УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ РЕМОНТУ АВТОМОБІЛЬНИХ ДВИГУНІВ ПІДВИЩЕННЯМ ЯКОСТІ ГІЛЬЗ ЦИЛІНДРІВ.....	49
<i>Р.І. Радкевич, В.М. Савченко</i> АВТОМАТИЗОВАНА СИСТЕМА КІЛЬКІСНОЇ ОЦІНКИ СТАНУ СКЛАДНИХ ПРОСТОРОВИХ ПОВЕРХОНЬ.....	51
<i>Д.В. Лысокобылко, Т.Н. Замота</i> КОМПЕНСАЦИЯ НЕТОЧНОСТИ КОЛЕЦ УПЛОТНЕНИЙ ТУРБОКОМПРЕССОРОВ ЭЛЕКТРОХИМИКО-МЕХАНИЧЕСКИМ СПОСОБОМ.....	53
<i>В.А. Пыхтя, В.В. Пуха</i> ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛООБМЕННИКА ТЕПЛООВОГО АККУМУЛЯТОРА ДЛЯ УТИЛИЗАЦИИ ТЕПЛОТЫ ОТРАБОТАВШИХ ГАЗОВ...	56
<i>В.В. Завгородній., Е.Е. Косткевич, О.О. Абрамов</i> МОДЕЛЬ ЗНОШУВАННЯ НАКОНЕЧНИКІВ СТРУМОПІДВІДНИХ МУНДШТУКІВ.....	58
<i>Т.В. Гедзюк, Ф.С. Анічкін, О.В. Диха</i> ВПЛИВ ШВИДКІСНОГО ФАКТОРА НА ЗНОСОСТІЙКІСТЬ ТРИБОСИСТЕМ ГРАНИЧНОГО ТЕРТЯ.....	62
<i>В.В. Петельчук, А.Г. Кузьменко</i> МОДЕЛЮВАННЯ ЗНОСУ ПІДШИПНИКА ЗЧЕПЛЕННЯ АВТОМОБІЛЯ ЗІЛ-130.....	65
<i>С.Ф. Посонський, А.А. Вичавка</i> ВИБІР ТА ЗАСТОСУВАННЯ НОВИХ ТЕХНОЛОГІЙ ЗМІЦНЕННЯ ПОВЕРХОНЬ ТЕРТЯ.....	68
<i>А.А. Бабенко, Б.И. Бутаков</i> ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ОБКАТЫВАНИЯ ИГОЛЬЧАТЫМИ РОЛИКАМИ УПОРНЫХ РЕЗЬБ.....	69
<i>А.В. Везенок, Б.И. Бутаков</i> ИЗМЕНЕНИЕ РАЗМЕРОВ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ОБКАТЫВАНИИ ИХ РОЛИКАМИ.....	76
<i>В.С. Дерюженко, А.В. Зубехина, Б.И. Бутаков</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ЖЕСТКОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ: СТАНОК- ИНСТРУМЕНТ-ДЕТАЛЬ ПРИ ОБКАТЫВАНИИ РОЛИКАМИ.....	80
<i>Д.П. Морозов, Б.И. Бутаков</i> ТЕХНОЛОГИЯ ОБКАТЫВАНИЯ РОЛИКАМИ ТРАПЕЦЕИДАЛЬНЫХ РЕЗЬБ И АРХИМЕДОВЫХ ЧЕРВЯКОВ МЕТОДОМ ОГИБАНИЯ.....	84
<i>Р.Ю. Пономарев, Б.И. Бутаков</i> ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ВИБРООБКАТЫВАНИЯ ШАРИКАМИ И РОЛИКАМИ ДЕТАЛЕЙ ВРАЩЕНИЯ.....	90
<i>А.В. Поставнюк, Б.И. Бутаков</i> ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ОБКАТЫВАНИЯ РОЛИКАМИ ТОРМОЗНЫХ ШКИВОВ.....	93

<i>А.С. Слонь, Б.И. Бутаков</i> <i>УПРОЧНЕНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ОБКАТЫВАНИЕМ ИХ РОЛИКАМИ.....</i>	<i>98</i>
<i>О.В. Тхорук, Б.И. Бутаков</i> <i>РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ОБКАТЫВАНИЯ РОЛИКАМИ НАПЛАВЛЕННЫХ ВАЛОВ.....</i>	<i>102</i>
<i>А.Н. Визиренко, Л.Л. Слива, А.В. Зубехина, Б.И. Бутаков</i> <i>ОБКАТЫВАНИЕ СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ РОЛИКАМИ МАЛОГО ДИАМЕТРА.....</i>	<i>105</i>
<i>О.Ф. Донець, О.О. Смирнов, Д.Д. Марченко, М.С. Гріпачевський</i> <i>ВДОСКОНАЛЕННЯ КОНСТРУКЦІЇ ВУЗЛІВ ГІДРОСИСТЕМИ ТРАКТОРІВ.....</i>	<i>111</i>
<i>С.Ю. Козьмин, Б.И. Бутаков</i> <i>РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ УПРОЧНЯЮЩЕГО ОБКАТЫВАНИЯ</i> <i>ДЕТАЛЕЙ ВРАЩЕНИЯ.....</i>	<i>117</i>
<i>И.А. Молдован, Б.И. Бутаков</i> <i>ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИ ОБКАТЫВАНИЯ ОГИБАНИЕМ</i> <i>РОЛИКАМИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ И КОНИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС.....</i>	<i>125</i>
<i>Ю.В. Пинов, Б.И. Бутаков</i> <i>РАЗРАБОТКА СПОСОБА ОБКАТЫВАНИЯ РОЛИКАМИ С ИСКЛЮЧЕНИЕМ</i> <i>ВОЛНИСТОСТИ НА ОБКАТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ.....</i>	<i>130</i>
<i>В.Ю. Рижова, В.В. Кичан, В.В. Панфілов, М.С. Гріпачевський</i> <i>ВПЛИВ ЯКОСТІ ОЧИСТКИ МАСЛА НА МОТОРЕСУРС ДИЗЕЛЬНИХ ДВИГУНІВ.....</i>	<i>132</i>
<i>И.С. Сокол, Б.И. Бутаков</i> <i>ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ОБКАТЫВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ С</i> <i>КОНЦЕНТРАТОРАМИ НАПРЯЖЕНИЙ.....</i>	<i>135</i>
<i>А.Ф. Сухий, Б.І. Бутаков</i> <i>ЗМІЦНЕННЯ ВЕЛИКИХ РІЗЬБОВИХ ДЕТАЛЕЙ ОБКАТКОЮ ВІБРУЮЧИМ РОЛИКОМ.....</i>	<i>137</i>
<i>Е.И. Юдов, В.А. Артюх, Б.И. Бутаков</i> <i>ОБКАТЫВАНИЕ РОЛИКАМИ И ШАРИКАМИ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ.....</i>	<i>139</i>

Підвищення експлуатаційних характеристик та надійності залізничних стрілочних переводів методом контактного стикового зварювання хвостової частини сердечника хрестовини з рейками

М.І. Бартків, ст., М.В. Грушецький, ас.
Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу

Однією з актуальних проблем підвищення експлуатаційних характеристик і надійності стрілочних переводів є заміна болтових з'єднань зварними стиками. З'єднання хвостової частини сердечника з рейками, що примикають, за допомогою болтів через накладки й вкладиші створює різкий перепад вертикальної жорсткості з'єднання й викликає місцеве зношування кінцівки сердечника хрестовини та рейкового закінчення по поверхні кочення. Через це в процесі експлуатації виникають значні ударні навантаження, що приводять до ще більш підвищеного змінання металу в хвостовій частині сердечника хрестовини та рейкових закінчень. Найбільш перспективним методом поліпшення конструкції з'єднання хвостової частини сердечника хрестовини з рейками, що примикають, є використання контактної зварювання. Останнім часом зварні конструкції хрестовин, як свідчить світова практика, знаходять усе більш широке поширення на швидкісних залізницях передових країн.

Сучасна технологія виробництва зварних хрестовин передбачає використання вставки зі аустенітної сталі. Спочатку до вставки приварюють рейкову сталь, проводять зварювання вставки з литим марганцевим сердечником з подальшим охолодженням на повітрі.

Для здійснення вказаної технології використовують спеціалізоване обладнання – модернізовану зварювальну машину К924М консольного типу з бічним завантаженням при цьому зварювання хрестовин здійснюють у режимі пульсуючого оплавлення.

Технологія зварювання хрестовин передбачає використання рейкової сталі М76, марганцевої сталі типу 110Г13Л. Для вставки - аустенітні сталі типу 12Х18Н9, 12Х18Н10, 12Х18Н9Т, 12Х18Н10Т, з граничним вмістом вуглецю до 0,08 %.

За результатами металографічного аналізу у структурі зварного з'єднання були дослідженні наступні ділянки – зони термічного впливу (ЗТВ):

- перехідна зона високомарганцевої сталі - аустенітна вставка; Перехідні зони на контактних межах хромо-нікелевої сталі з рейковою і високомарганцевою формуються в результаті оплавлення торців деталей, що сполучаються, і подальшого при осіданні перемішування і витискування розплаву в грат. При цьому у перехідних зонах утворюються структурні складові проміжного хімічного складу. Перехідна зона аустенітна сталь вставки - високомарганцева сталь має стабільну аустенітну структуру (рисунок 1)

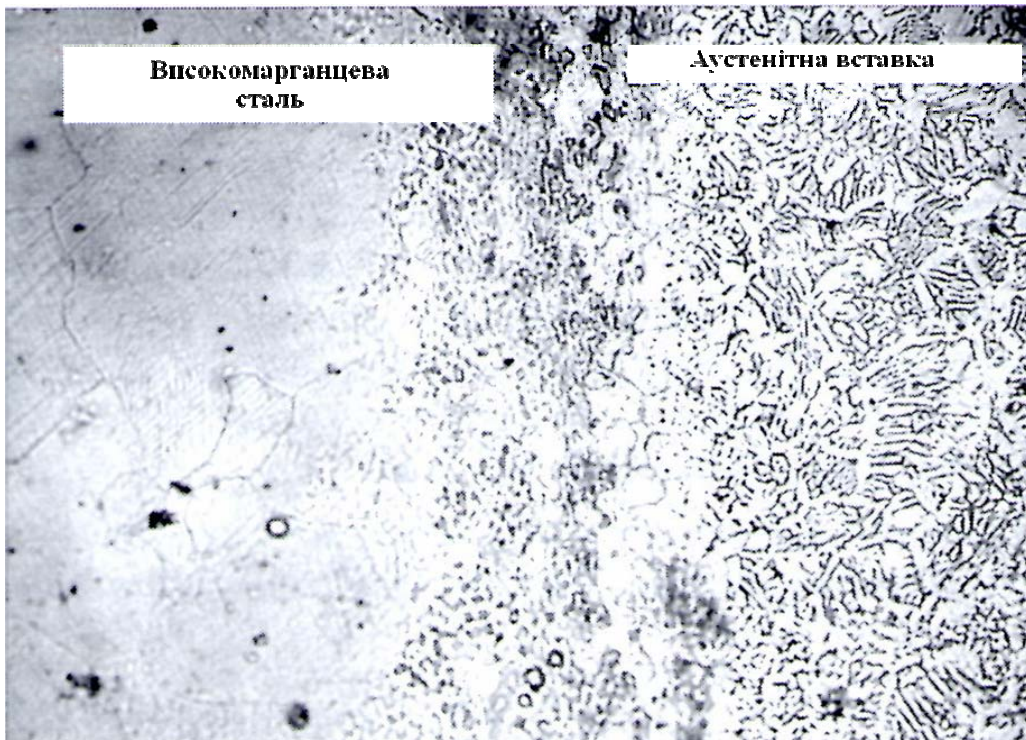


Рисунок 1 – Мікроструктура (x200) ЗТВ перехідної зони

- перехідна зона рейкова сталь - аустенітна вставка.

У перехідній зоні рейкова сталь - аустенітна вставка (рисунок 2) утворюються нестабільні аустенітні структури, в яких при охолодженні проходить мартенситне перетворення.

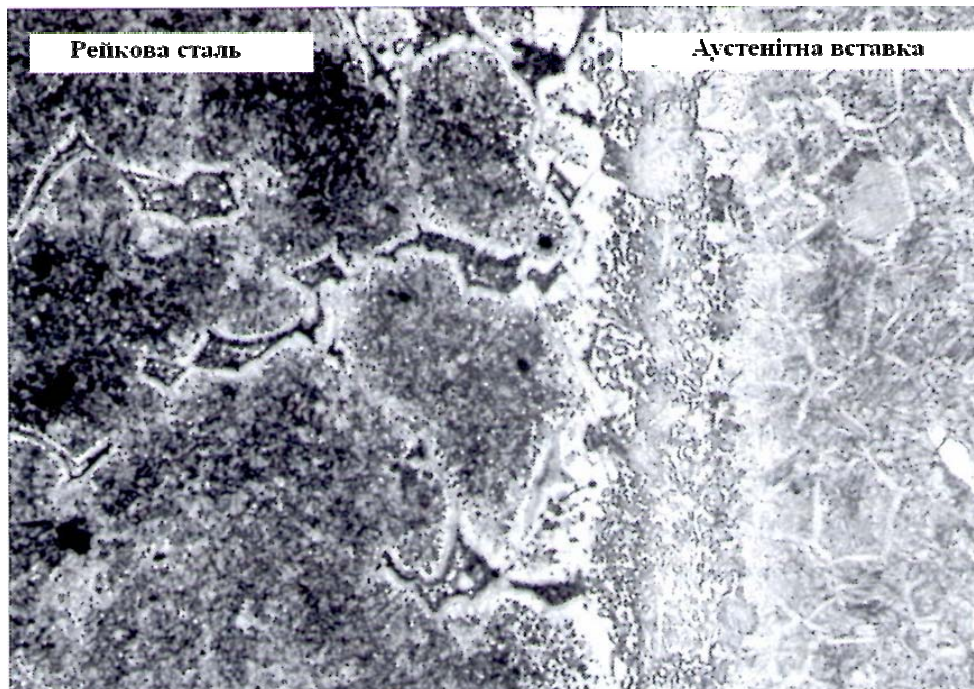


Рисунок 2 – Мікроструктура (x200) перехідної зони рейкова - аустенітна сталь

Для оцінки впливу наклепу, що виникає в процесі експлуатації, на твердість зварної залізничної хрестовини були проведені виміри твердості за Брінелем на поверхнях кочення елементів хрестовини. Результати вимірів наведені на рисунку 3.

Твердість по поверхні кочення колісних пар значно підвищується в результаті наклепу і стає практично однаковою по всій поверхні. В зоні термічного впливу рейкової сталі (М76) відбувається вирівнювання твердості, що є позитивним фактором, з погляду появи місцевого зношування в місцях зі зниженою твердістю. В основному об'єкті ЗТВ з'єднання в процесі експлуатації, згідно дослідження, істотних структурних змін не відбулося.

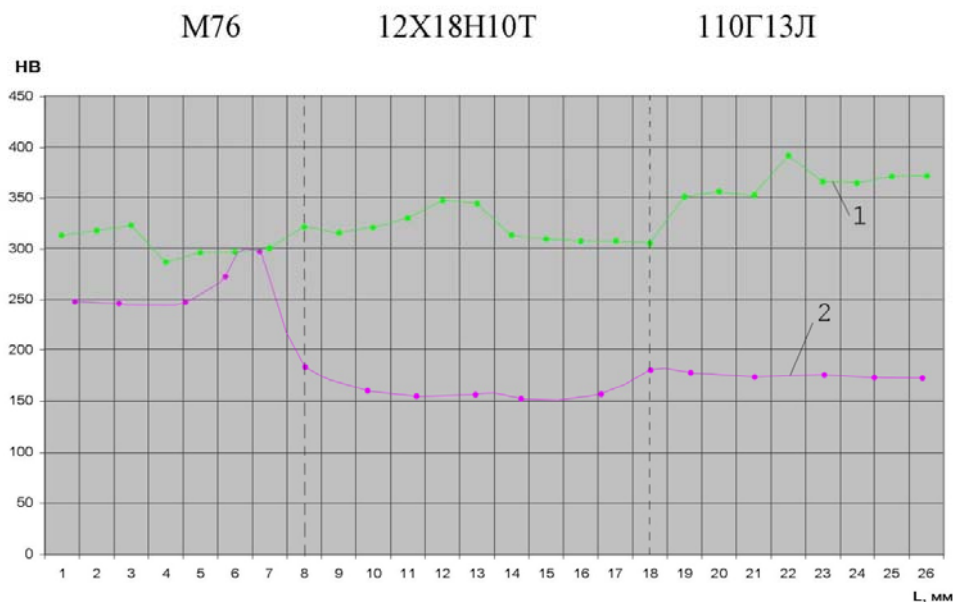


Рисунок 3 – Розподіл твердості за Брінелем в зварній хрестовині після зварювання (2) і в процесі експлуатації (1)

Незначне локальне зношування хрестовини в зоні вставки, яке виникає на початковому етапі експлуатації, пояснюється різним ступенем первинної деформації, необхідної для утворення практично однакової твердості рейкової сталі М76, хромонікелевої аустенітної сталі 12Х18Н10Т та високомарганцевої сталі 110Г13Л і його подальшого розвитку не відбувається.

Отже у даній роботі запропонований спосіб зварювання – контактне стикове зварювання з пульсуючим оплавленням і обладнання – машина К924М, дозволяють отримувати зварні з'єднання елементів залізничної хрестовини, відповідні вимогам технічних умов, без застосування додаткової термічної обробки. У перехідних зонах та зонах термічного впливу сталей, що зварюються, не зафіксовані критичні структурні складові, які б негативно впливали на міцність та роботоздатність отриманого зварного з'єднання. Проведені дослідження показали, що по причині наклепу в процесі експлуатації метал сердечника хрестовини (сталь 110Г13Л) і вставки (сталь 12Х18Н10Т) має вищу твердість, ніж метал рейкового закінчення (сталь М76).

Список літератури

1. Основы эксплуатационной работы железных дорог: Учеб. пособие для студ. учреждений сред. проф. образования / В.А. Кудрявцева, В.И. Ковалев, А.П. Кузнецов и др.; за ред. В.А. Кудрявцева ; М. : Академия, 2005. – 352 с.
2. Железнодорожный путь /, Н.И. Карпущенко, С.И. Клинов, Н.Н. Пугря, М.П. Смирнов; за ред. Т.Г. Яковлева ; М. : Транспорт. 1999. 405 с.
3. Гуляев А.П. Металловедение: Учеб. для высших тех. учебных заведений. – 5-е изд., перероб. и доп. / А.П. Гуляев. – М. : Металлургия, 1977. – 670 с.

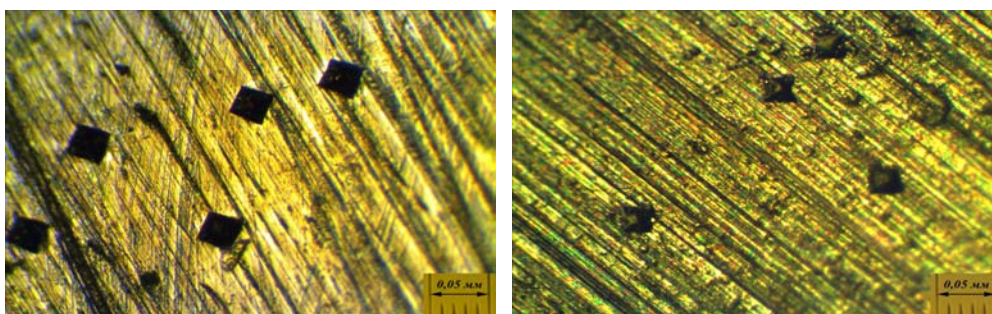
4. Особенности формирования структуры соединений рельсовой стали М76 составлю 110Г13Л, выполненных контактной стыковой сваркой оплавлением / С.И. Кучук-Яценко, В.И. Швец, Г.Н. Гордань. и др. // Автоматическая сварка. – 2006 - № 1, – с.3-9.
5. Контактная стыковая сварка железнодорожных крестовин с рельсовыми окончаниями через промежуточную вставку / С.И. Кучук-Яценко, Ю.В. Швец, Е.А. Думчев и др. // Автоматическая сварка. – 2005 - №1, – с.6-9.
6. Контактная стыковая сварка рельсов. Опыт применения и перспективы совершенствования / С.И. Кучук-Яценко, В.Г. Кривенко, А.В. Бондарук, А.В. Дидковский // Автоматическая сварка. – 2003. - №12, – с.32-37.
7. Пат. України 46820. Спосіб контактного стикового зварювання / Кучук-Яценко С.И., Дідковський О.В., Богорський М.В. та ін.. – Опубл. 17.06.02.
8. Превращения в аустенитной высокомарганцовистой стали / П.Л. Грузни, В.И Григоркин, В.В. Мураль, Л.Н Москалева // Металловедение и термообработка металлов. – 1969. - №1, –с 5-9.
9. Влияние ширины вставки изнержавеющей стали наэксплуатационные свойствосоединений железнодорожных крестовин с рельсовыми окончаниями / С.И. Кучук-Яценко, Ю.В. Швец, А.В. Кавуниченко. и др. // Автоматическая сварка. – 2007 - №3, – с.3-7.
10. Хрестовини та сердечники з привареними рейковими закінченнями типу Р65, Р50 UIC60 ТУ У 27.3-26524137-1342:2006 [Чинне з 2006 – 05– 12]. – УкрДНТЦ Енергосталь.
11. Работоспособность соединений железнодорожных крестовин выполненных контактной стыковой сваркой / С.И. Кучук-Яценко, В.И. Швец. и др. // Автоматическая сварка. – 2008 - №9, – с.38-42.

Ревіталізація поверхонь тертя бензинових двигунів внутрішнього згоряння наномодифікаторами

О. Деркач, доц., канд. техн. наук, **О. Буря**, проф., канд. техн. наук,
С. Шацький, магістр., **Г. Міщенко**, директор ПП НВФ «Маскарт»
Дніпропетровський державний аграрний університет

Ще в 60-х роках минулого століття Б.І. Костецьким було доведено, що 85-90% металевих деталей тертя виходять з ладу за підвищеного зносу і тільки 10-15 – унаслідок недостатньої міцності [1]. Цікаво, що аналогічний результат отримали російські вчені в середині 90-х років в Якутії, які досліджували роботу японської кар'єрної техніки на гірничих роботах. Встановлено, що трудовитрати на технічне обслуговування в загальному балансі витрат на підтримку в працездатному стані, наприклад, трактора сільськогосподарського призначення, досягають 45,4 % [2]. Тому, ідея безрозбірного ремонту або відновлення деталей тертя є актуальною задачею, здатною значно скоротити витрати як на ремонт, так і на технічне обслуговування і може бути ефективним в технічному сервісі сільськогосподарських машин.

В Дніпропетровському державному аграрному університеті проведені дослідження застосування геомодифікаторів для поверхонь тертя бензинових двигунів внутрішнього згоряння (ДВЗ). Перед випробуванням на автомобілі, були проведені лабораторні за схемою «диск-колодка», якими встановлено, що під час додавання до моторної оливи наномодифікатора, що містить фулеренову сажу, на поверхні тертя утворюється плівка, що має властивості, відмінні від базового металу (у даному випадку – сталь 45). Випробування проводилися на машині тертя 2070 СМТ-1 у середовищі чистого мастила та з додаванням до нього наномодифікатора. Дослідження зміни мікротвердості робочої поверхні дисків та колодок показали, що при початковому значенні цього показника для сталевого контртіла H_c 190 одиниць, після завершення випробувань в чистому мастилі він зріс до 240 одиниць. Таке зростання пояснюється явищем наклепу, яке притаманне трибосистемам. Мікротвердість контртіла після випробувань при додаванні геомодифікатора, що містив фулеренову сажу зросла до 271. Аналіз робочої поверхні тертя контртіл показав, що сліди від алмазної пірамідки, що використовується під час вимірювання мікротвердості мають геометричні відмінності (див. рис.). Так, відбитки від пірамідки на поверхні контртіла, яке випробовувалося у чистому мастилі (а) мають рівні та чіткі грані, а з використанням силікато-фулеренової композиції (б), грані не чіткі і мають «завалений» характер. Це свідчить про утворення на поверхні тертя фулеренової плівки, яка



а)

б)

Рисунок – Поверхня тертя контртіла після випробування у чистому мастилі (а) та у фулереновій композиції (б) з відбитками алмазної пірамідки

переважає за мікротвердістю метал контртіла (сталь 45 ГОСТ 1050-74) на 43 %.

Також зафіксовано значне зниження шорсткості робочих поверхонь деталей [3].

Такі результати лабораторних досліджень дозволили перейти до випробувань на автомобілі Daewoo Nexia. Перед додавання у картер двигуна наномодифікатора вимірювали тиск у камері згоряння у кінці такту стиску, потім, після пробігу 860 км вимірювання провели знову (див. табл.)

Таблиця – Результати вимірювання тиску у надпоршневому просторі двигуна, МПа

Показник	Порядковий номер циліндру			
	1	2	3	4
Перед додавання наномодифікатора	1,30	1,30	1,28	1,30
Після додавання наномодифікатора	1,32	1,32	1,35	1,32

Таким чином, на даному етапі можна стверджувати, що отримані результати вказують на доцільність введення в систему технічного сервісу бензинових ДВЗ обробку вказаним матеріалом, інших систем після діагностування і встановлення параметрів технічного стану.

Список літератури

1. Костецкий Б.И. Трение и износ деталей машин // Труды первой научно-технической конференции. - М.: КИГВХ, 1956, с.149-153.
2. Основи трибології. Підручник. Антипенко А.М., Белас О.М., Войтов В.А. та ін. / За ред. Войтова В.А. – Харків: ХНТУСГ, 2008. – 342 с.
3. Деркач О.Д., Буря О.І., Харченко Б.Г., Іванькова О.В., Міщенко Г.Я. Застосування геомодифікаторів для поверхонь тертя при технічній експлуатації сільськогосподарської техніки. Вісник ХНТУСГ імені Петра Василенка. Випуск 109 «Проблеми технічної експлуатації машин». – Х.: Віровець А.П. «Апостроф», 2011 – 232 с.

Інтенсифікація безводневого азотування методом холодного пластичного деформування

В.В. Алексєєв, асп.,

В.М. Лихачов, ст. гр. ТВ-III-2,

Е.К. Посвятенко, проф.

Національний транспортний університет, м. Київ

При виготовленні, відновленні та підвищенні зносостійкості відповідальних деталей машин безводневе іонно-імпульсне азотування у пульсуючій плазмі тліючого розряду (БАТР) є одним з найбільш ефективних методів. Найбільш поширеними деталями машин в яких модифікується саме поверхневий шар є колінчасті та розподільчі вали, клапани, гільзи циліндрів, шестерні та ін.

При процесі БАТР на відміну від процесів класичного азотування заміна водню, як робочого середовища, на аргонно-азотну суміш дозволила позбутися так званого водневого окрихчення і, як наслідок, погіршення механічних властивостей серцевини деталей. Висока якість поверхневого шару та основи у цих процесах досягається за рахунок їх виконання при температурах, нижчих від температур високого відпускання, що виключає короблення деталей, а також за рахунок високої енергії потоку частинок, що конденсуються на поверхні. Завдяки цьому у мікрооб'ємах поверхневого шару створюються умови, які забезпечують утворення нітридів, а також зміцнення фериту або аустеніту сталі за рахунок розчинення азоту в останніх.

Для реалізації БАТР використовується метастабільна (додатна) ділянка вольтамперної характеристики, так звана область сильно поточного тліючого розряду [1]. Процеси, що протікають на поверхні катода при утворенні іонів газу можна поділити наступним чином:

- емісія електронів;
- викидання атомів з поверхні (випаровування);
- дифузія іонів у поверхневий шар деталі;
- віддача кінетичної енергії поверхні (нагрівання деталі).

У декількох міліметрах від поверхні деталі іони, що прискорені в області падіння катодного потенціалу, з відносно великою кінетичною енергією попадають на поверхню деталі. При цьому до 90% енергії іонів перетворюється у теплову енергію. Таким чином плазма нагріває деталь до необхідної температури азотування. Значно менша частина кінетичної енергії іонів потрібна для викидання атомів з кристалічної решітки. Випаровуванню можуть піддаватися як металічні елементи так і неметалічні, зокрема вуглець, кисень, азот та ін.

Азот у плазмі знаходиться у атомарному стані і в цій формі він хімічно активний. Перед поверхнею катода відбувається утворення насичених азотом нітридів заліза. Молекули FeN конденсуються на поверхні деталі та дисоціюють і утворюють нітриди заліза більш низького порядку Fe₂N, Fe₃N, та Fe₄N. Азот, що при цьому виділяється дифундує у деталь, або випаровуючись повертається у плазму.

Для запобігання перетворення метастабільного тліючого розряду у небажаний стабільний дуговий розряд в установці для БАТР було запропоновано використовувати швидкодійне реле, завдяки чому попереджується пошкодження поверхні деталі, що зміцнюється [2].

Однак, на сьогоднішній день еволюція процесу БАТР значно уповільнилася. Очевидно, це тому, що вже майже вичерпані є можливості зміни складу газового

середовища, тиску, температури, характеристик тліючого розряду, алгоритму підготовки до азотування та ведення власне процесу, а також конструктивних параметрів установки. Тим не менше, недоліком процесу БАТР залишається його тривалість.

Виходячи із сказаного нами запропонована нова концепція прискорення БАТР за рахунок попередньої підготовки деталей холодним пластичним деформуванням. Відомо, що холодна пластична деформація (ХПД) супроводжується підвищенням дефектності кристалічної будови металу [3]. Внаслідок деформації на 3–4 порядки підвищується густина дислокацій з 10^6 – 10^9 см⁻² перед деформацією до 10^{11} – 10^{12} см⁻² після неї. При цьому для забезпечення неперервності деформації ґратки в різних зернах прагнуть змінити орієнтацію таким чином, щоб деформація полегшувалась. Для цього площини легкого ковзання в усіх зернах сприятливо переорієнтовуються відносно зовнішнього зусилля, тобто виникає текстура деформації. Отже, зміна комплексу фізико-механічних властивостей металу від дії ХПД і, у першу чергу, зростання на 3–5 порядків густини дислокацій, а також формування текстурованості, яка спричиняє анізотропію цих властивостей, має поліпшити дифузійні процеси при азотуванні. Таким чином, якщо це припущення вірне, то усі відомі процеси, в основі яких лежить ХПД: обкатування, розкатування, деформуєче протягування (дорнування), волочіння, прокатування, чеканка, обробка дробом і навіть, обробка різанням на певних режимах, повинні суттєво понизити тривалість БАТР.

Для експериментальної перевірки цієї гіпотези нами було проведено наступне дослідження. Зразки низьковуглецевої (C=0,2%) доевтектоїдної сталі звичайної якості із сортового прокату (штаби) були піддані повному відпалу при нагріванні до температури 950°C, витримці 30хв і охолодженні разом із піччю. Це забезпечило однорідність структури, усунення залишкових напружень, отримання мінімально можливих для даної сталі показників пластичності і найменших значень твердості та міцності, а також густини дислокацій 10^6 – 10^7 см⁻². Після очистки від окалини експериментальні зразки було піддано ХПД за схемою лінійного індентування тобто заглиблення штампу трикутного профілю з кутом при вершині $2\beta=57^\circ$ у пластичний напів-простір. Радіусом округлення гострозаточеного індентора ($\rho=0,005$ – $0,010$ мм) із інструментальної сталі (HRC 64) при цьому знехтували, оскільки вказані значення округлення були на три порядки меншими величини заглиблення індентора ($h=2$ – 3 мм).

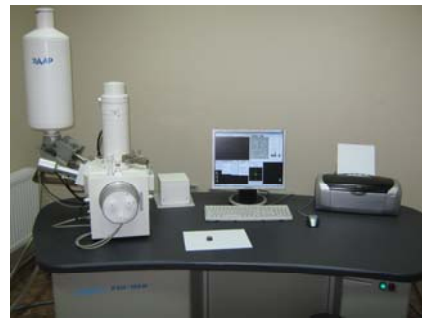
В результаті індентування у зразку утворилась канавка трикутного профілю, навколо якої метал отримав деформаційне зміцнення різної інтенсивності. При цьому у зоні контакту індентора зі зразком в результаті дії дотичної сили сформувався тонкий текстурований шар найбільш деформованого металу.

Наступна частина досліджень була виконана за допомогою установки для іонно-імпульсного азотування Інституту проблем міцності ім. Г.С.Писаренка НАН України. Режими БАТР були наступними: температура 530–550°C; тиск 87Па; напруга 400В; сила струму 12А; середовище – суміш азоту (N₂-80%) і аргону (Ar-20%). Для забезпечення робочої температури, меншої температури високого відпускання, була розроблена схема живлення, яка працює в імпульсному режимі з частотою 100Гц.

Після процесу БАТР зразки досліджувались методами мікроскопічного аналізу, мікротвердості та електронної мікроскопії. Для мікроскопічного аналізу оптичний мікроскоп МИМ-7 було оснащено WEB-камерою EWEL (2.1MPixels) та ПЕОМ, а електронний РЕМ–106И–ПЕОМ (рис.1).



а)

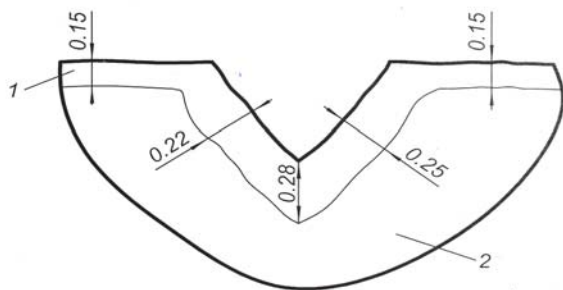


б)

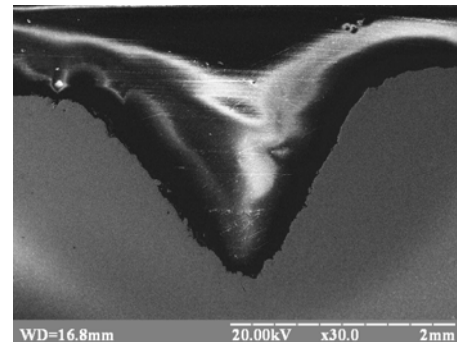
а – на базі оптичного мікроскопу; б – на базі електронного мікроскопу

Рисунок 1 – Модулі з досліджень азотованого шару

Результати мікроаналізу одного із зразків показані на рис.2, з якого випливає наступне. Поверхневий азотований шар має нерівномірну товщину по профілю канавки і прилеглих зон металу.



а)



б)

1 – азотований шар; 2 – основа

Рисунок 2 – Профіль (а) та мікрофотографія (б) канавки після ХПД з наступним БАТР

В області канавки товщина цього шару перевищує на 50–70% товщину азотованого шару поверхонь, віддалених від канавки на 0,4–2,4мм. В основі канавки це перевищення сягає 90%.. При цьому профіль азотованого шару в області канавки добре корелює з картиною деформаційного зміцнення, отриманою за допомогою методу мікротвердості.

Список літератури

1. Азотирование и карбонитрирование / Р.Чаттерджи-Фишер, Ф.-В.Эйзел, Р.Хоффман и др. Пер. с нем.; Под ред. А.В.Сухова.–М.Металлургия, 1990.–280с.
2. Посвятенко Е.К. Відновлення колінчастих валів двигунів внутрішнього згорання іонно-імпульсним азотуванням / Е.К.Посвятенко, В.В.Алексеев, А.В.Рутковский // Вісн. Сумськ. держ. ун-ту: Серія технічні науки (машинобудування).– Суми, 2005.– №11.– с.119-122
3. Матеріалознавство: Підручник / С.С.Дяченко, І.В.Дошечкіна, А.О.Мовлян, Е.І.Плешаков; За ред. проф. С.С.Дяченко.– Харків: ХНАДУ, 2007.– 440с.

Трибологія контакту. Масштабний чинник

А. Гупка, Б.М. Гевко, проф., д-р техн. наук
Тернопільський національний технічний університет ім. Івана Пулюя

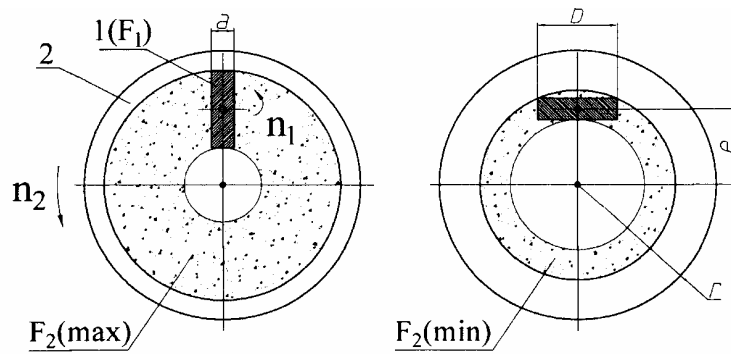
В загальній теорії систем окремо виділено поняття трибологічної системи, в тому числі і при різанні металів. Значна частина триботехнічних задач в даний час вирішується малоефективним, емпіричним шляхом, що призводить до великих матеріальних та енергетичних витрат, не враховуються параметри трибологічної надійності та довговічності машин, механізмів ріжучих інструментів ще на етапі конструювання. Серед інших причин - це і відсутність комплексної методики дослідження, яка б включала в себе кінетичні критерії оцінки процесів в зоні фрикційного контакту при різанні металів, універсальні машини тертя, параметричні моделі дослідження. Сучасний розвиток термодинаміки незворотних процесів, фізики твердого тіла, матеріалознавства, синергетики, експериментальних методик дозволив одержати обширні дані про механізми трансформації та руйнування поверхневих шарів, створити банк триботехнічних даних, побудувати відповідні фізичні, параметричні моделі процесів тертя при різанні, виявити загальні закономірності процесу тертя та зношування, дати конкретні практичні рекомендації.

Важливу роль відіграє при цьому геометрія контактуючих поверхонь тертя (масштабний фактор), яка визначає значення коефіцієнту взаємного перекриття ($K_{\text{вп}}$)-Величина $K_{\text{вп}}$ суттєво змінює швидкість процесів тертя та зношування при переході від точкового до лінійного контакту і нарешті до контакту по площині. В умовах тертя при різанні металів це призводить до зміни співвідношення швидкостей процесів утворення, трансформації та руйнування захисних вторинних структур (ВС).

Передня поверхня різця взаємодіє з прирізцевою поверхнею стружки, а задня поверхня - з відтворюваною поверхнею різання. На обидві поверхні діють перемінні тиски, постійно змінюються площа контакту, шорсткість поверхні, умови тепловідводу, наростоутворення та мікрОВикришування, контактна температура, що призводить до різних інтенсивностей зношування робочих поверхонь різця.

В конкретних випадках, коли необхідно перенести результати лабораторних досліджень на реальні вузли тертя використовують елементи теорії моделювання із врахуванням теплової динаміки процесу тертя та зношування при різанні металів. Це зrealізовано в запропонованій методиці дослідження і підтверджено одержаними результатами. Аналізуючи вхідні параметри та умови різання (важконавантажені пари тертя) попередні експериментальні дослідження та дослідження інших авторів, вибрана наступна схема контакту пари тертя (рис. 1): пальчиковий зразок 1 - плоска торцева поверхня диска 2 (контртіло).

Положення зразка суттєво впливає на умови мащення та охолодження (характер змащуючи-охолоджуючих рідин (ЗОР) в робочу зону тертя), що в свою чергу формує конкретні значення параметрів контактного електричного опору КЕО (K), інтенсивності зношування I , коефіцієнт тертя μ , температури $T^{\circ}\text{C}$.



а) Квп - min, б) Квп - max., n_1 - частота обертання зразка 1 (різець); n_2 - частота обертання контргіла 2 (оброблювана деталь); a, b - розміри зразка 1; e - ексцентриситет; r - радіус контргіла 2.

Рисунок 1 – Схема контакту пари тертя та зміни Квп

Дослідження по даній методиці проводились на спеціально виготовленому трибометрі], з можливістю фіксації основних триботехнічних параметрів: сила тертя, коефіцієнт тертя μ , інтенсивність зношування I , температура $T^{\circ}\text{C}$ в широкому діапазоні зміни силових параметрів навантаження по заданому закону. Крім цього запропоновано електричні критерії оцінки структурної пристосовуваності матеріалів при терті різанням (контактний електроопір пари тертя КЕО (R), ΔR , $\Delta R/R_{вих}$), які дозволили значно скоротити цикл досліджень, об'єктивно ідентифікувати основні триботехнічні параметри із відповідним структурним станом поверхонь тертя, чітко фіксувати критичні точки взаємопереходу процесів: припрацювання - нормальне тертя та зношування - пошкоджуваність (об'ємна деструкція). Параметрична модель дослідження процесів тертя при різанні металів зображено на рис. 2

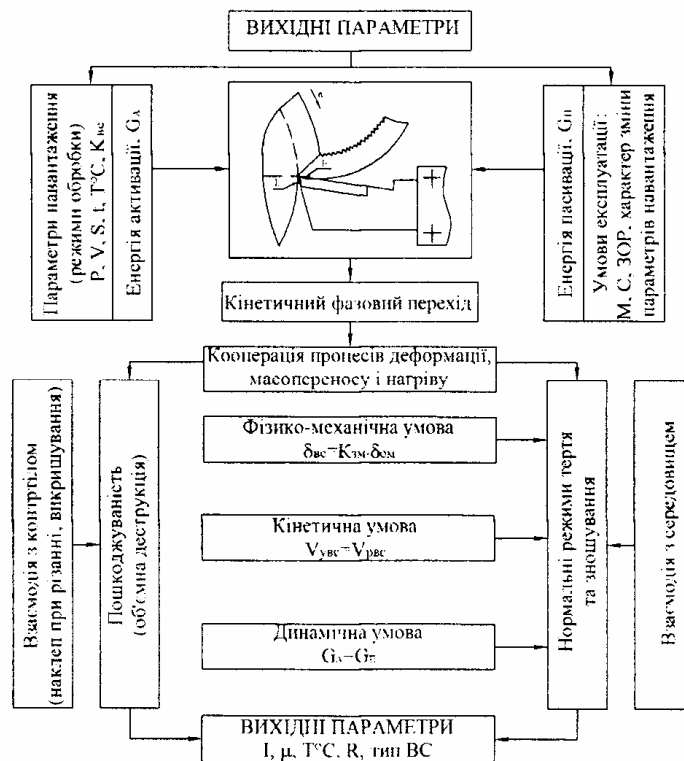


Рисунок 2 – Параметрична модель дослідження процесів тертя та зношування при різанні металів

P - сила різання; V - швидкість різання; S - подача; t - глибина різання; $T^{\circ}C$ - температура; δ_{bc} - міцність ВС; δ_{om} - міцність основного металу; $K_{зм}$ - коефіцієнт зміцнення; $V_{уvc}$ - швидкість утворення ВС; V_{pvc} - швидкість руйнування ВС; I - інтенсивність зношування; μ - коефіцієнт тертя; R - контактний електроопір пари тертя; M - матеріал пари тертя; C - середовище (газове); $ЗОР$ - змащувально-охолоджувальна речовина. Проведений цикл досліджень дозволив побудувати узагальнений графік залежності основних триботехнічних показників і структурного стану поверхонь тертя від значення Квп-(Рис 3).

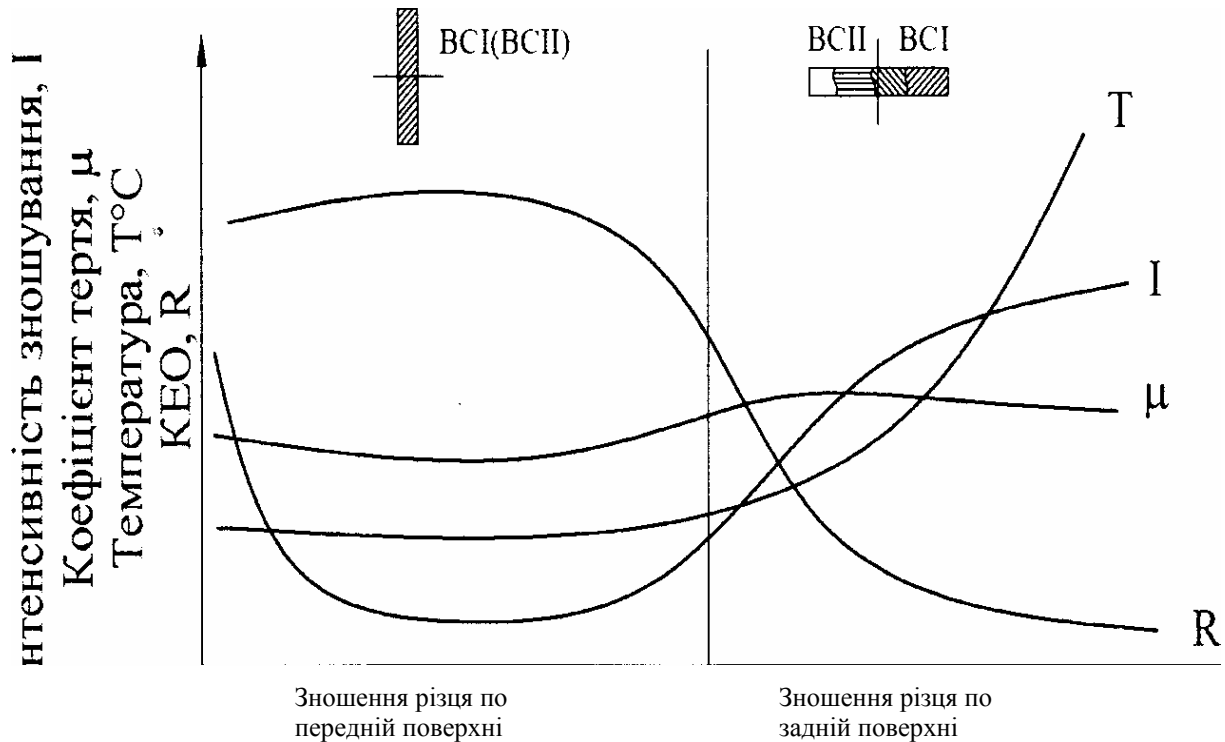


Рисунок 3 – Вплив Квп на процеси в зоні фрикційного контакту при різанні металів

Дана схема дослідження дозволила шляхом фізичного моделювання процесів тертя та зношування, що має місце при різанні металів, значно зменшити трудомісткість експериментальних досліджень, а також дати фізичне обґрунтування зношуванню інструментів при різанні.

Список літератури

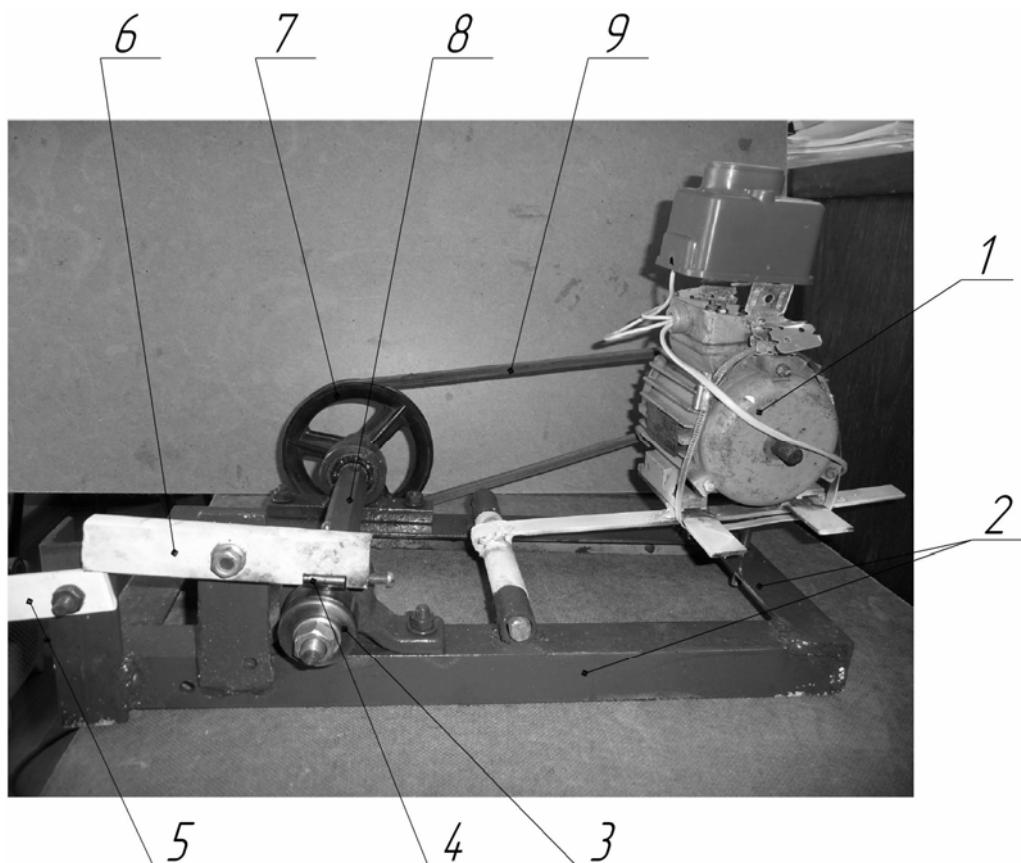
1. Поверхностная прочность материалов при трении // Под ред. Б.И. Костецкого. Киев: Техніка, 1976.,- 292 с.
2. А.С. 1490593 СРСР МКИ О0ШЗ/56 Способ испытаня на трение и изнашивание пары диск-палец // Б.И. Костецкий, Б.В. Гупка и др. -4339216/25 - 28, Заявлено 04.12.87, Опубликовано 30.06.89, -Бюл. №24, -5 с.

Експрес-методика дослідження впливу дії присадок на поверхні тертя деталей

В.В. Слонь, ст. гр. АВ 06, В.В. Аулін, проф.
Кіровоградський національний технічний університет

Сучасна техніка працює в умовах великих навантажень, що сприяє швидкому зносу їх деталей і механізмів. Для зменшення величини зношування існує велика кількість олив та присадок до них. Більшість олив постачаються з додаванням деякої сукупності різнофункціональних присадок. Разом з тим ще недостатньо досліджено вплив присадок та олив на властивості поверхні тертя. Тобто проблема вибору необхідної присадки чи їх композиції, особливо для моторної оливи, потребує розв'язання. Бажано щоб властивості присадок і їх вплив на поверхні тертя були визначені оперативно й надійно.

Авторами запропоновану експрес-методику визначення трибологічного ефекту дії присадки на поверхні тертя деталей. Реалізується методика на розробленій і запропонованій установці (рис. 1), що працює за схемою "ролик-ролик".



1 – двигун, 2 – раму (до якої кріпляться всі деталі), 3 – ролик, 4 – випробовуваний зразок, 5 – важіль, 6 – тримач, 7 – шків, 8 – вал, 9 – пас

Рисунок 1 – Установка (машина тертя)

Установка працює наступним чином двигун за допомогою пасової передачі (9) передає крутний момент на вал (8) на якому закріплений ролик (3) до якого за

допомогою важеля (5) і тримача (6) притискається зразок (ролик) (4), оброблений оливою з тою чи іншою присадкою.

Для дослідження були обрані такі оливи і присадки: промивна олива, НИОД-2, НИОД-5, Roil Gold, КГМТ-1 та синтетичний кондиціонер металу другого покоління SMT-2.

Присадки, розчиняли в промивній оливі, принцип дії якої полягає в наступному: зливають стару оливу, заливають промивну і дають двигуну попрацювати на холостих обертах від 10 до 30 хв. і т.д. Ефективність промивання при цьому залежить від часу роботи і температури оливи.

Присадка КГМТ-1 – пластична осадова гірська порода, що складається в основному з глинистих мінералів (каолініти, серпентиніти гідролюди й ін.)

НИОД-2, НИОД-5 – це мікродисперсні (10...50 мкм) багатокомпонентні сухі суміші (порошок сірого кольору), що містять 40...60% мінералу серпентину, а також силікатні з'єднання, що включають, в різних кристалічних і аморфних фазах. Хімічно абсолютно інертний. Він не взаємодіє ні з якими хімічними речовинами, не гігроскопічний. Призначений для створення у вузлах саморегульованих фрикційно-адаптованих пар тертя. НИОД дозволяє провести спеціальну відновну, протизносу, антифрикційну, зміцнювальну обробку поверхонь тертя, в режимі експлуатаційного навантаження.








Roil Gold - добавка до оливо будь-яких типів. Призначена для зниження зносу у вузлах тертя. Добавка виробництва фірми Neways. Вона заснована на галогенізованому вуглеводню, не містить жодних сторонніх включень (вуглецю, наноалмазів, фторопласту, дисульфиду молібдену, мідних, бронзових або інших ультрадисперсних металевих порошків).

Синтетичний кондиціонер металу другого покоління SMT-2. За триботехнічними властивостями краще своїх попередників, а по стійкості до термічного і механічного впливу, характерному для умов роботи двигуна внутрішнього згоряння, поза конкуренцією. Складається з 100% синтетики.

Активний компонент кондиціонера металу SMT-2 хімічно пов'язаний і не діє до тих пір, поки температура і тиск у зоні контакту змащуваних деталей не досягнуть якогось критичного рівня. Але коли цей рівень досягається, в дію вступає компонент SMT-2, який і забезпечує комплексне зниження тертя, зносу й малу ймовірності задиру на робочих поверхнях деталей що працюють в режимі граничного тертя.

Дослідження впливу дії присадок на етапі припрацювання проводили на установці за зміною площі контакту при однакових навантаженнях і тривалості процесу зношування. Зразок (ролик) при цьому оброблювали оливою з присадкою. Результати проведених досліджень наведені в таблиці 1.

Таблиця 1 – Залежність площі контакту на зразку при випробуванні за схемою "ролик-ролик"

№	Наявність оливи та присадки	Зовнішній вигляд зони контакту	Площа зони контакту, мм ²
1	Сухе тертя		26,956
2	Промивна олива		11,531
3	КГМТ-1		7,003
4	НИОД-2		8,310
5	НИОД-5		10,004
6	Roil Gold		0,785
7	Кондиціонер SMT-2		0,74

З експериментальних результатів (табл.1) можна бачити, що за площею зони контакту, найменший знос зразку (ролик) забезпечують присадка Roil Gold і кондиціонер SMT-2. На увагу заслуговує використання присадки КГМТ-1 (5% об'ємна концентрація пластичної осадової гірської породи в промивній оливі). В промивній оливі спостерігаються достатньо позитивний результат у порівнянні з використанням присадки НИОД-2, НИОД-5. Останнє потребує ретельних досліджень з різними концентраціями присадки в моторній оливі.

Підвищення зносостійкості пар тертя гідромашини каталітичним газовим азотуванням

**В.О. Коваленко, ст. гр. МЗ-061,
С.Л. Євтіфєєв, доц., канд. техн. наук**
Одеський національний політехнічний університет

Сучасне машинобудування характеризується складними умовами експлуатації машин, це зв'язано з високою напругою, вібраціями, агресивними середовищами і т. п. Тому необхідно дотримуватися вимог до матеріалів з яких вони виготовляються.

Деталі що працюють в умовах тертя, повинні мати високу зносостійкість. Традиційні сталі і чавуни вичерпали свої властивості до неї в умовах підвищених навантажень та швидкості ковзання. Тому необхідно застосовувати нові технології до зміцнення сталей. А саме для збільшення зносостійкості необхідно застосовувати хіміко-термічну обробку сталей (деталей) - азотуванням.

Гідромашина 410.112.А виготовляється за ліцензією фірми Раух ЗОА Будгідравліка мають наступні пари тертя :

1. Поршень - циліндр;
2. Розподільчий вал - шатун;
3. Шип центральний - розподільчий вал.

Максимальний тиск на виході(або на вході) 32 МПа.

Номинальна ефективна потужність 52,2 кВт.

Номинальна споживча потужність 60,3 кВт.

Поршень і розподільчий вал виготовлені зі сталі 38Х2МЮА.

Шатун, шип центральний і головний вал виготовлені зі сталі 30Х3МФА.

Циліндр виготовлений з бронзи – Б012.

Навантаження на поршень – 750...850 МПа, на шатун – 1000...1500 МПа, на розподільчий вал – 800...950 МПа.

По цим матеріалам і високим навантаженням необхідно застосовувати азотування. За умовами виробництва, треба одночасно азотувати усі деталі. Але при азотуванні сталь 38Х2МЮА (нитролой) азотується краще ніж сталь 30Х3МФА, тому загальний азотований шар треба визначати по сталі 30Х3МФА.

В процесі випробування, головка шатуна на розподільному валу має місце викрошування і вилущування по поверхні тертя. Цей вплив має місце підвищеного навантаження на пару тертя, з проміжком (люфт) незначної довжини до 2.1 мм. Були проведені дослідження в умовах ЗАО Будгідравліка студентами і викладачами кафедри ТКМ і М (Технологія конструкційних матеріалів і металознавства) ОНПУ.

Технологія каталітичного азотування в умовах підприємства була:

1. Подача азоту з $P = 80 \dots 100$ мм. р. с. при $t=90$ °С;
2. Подача аміаку з $P = 80 \dots 100$ мм. р. с. і нагрівання до $t=380$ °С - 3 год.;
3. Витримка 1 год. при $t=380$ °С;
4. Підвищення температури до $t=500$ °С - 1,5 год. і витримка - 10 год.;
5. Підвищення температури до $t=550$ °С на протязі 0,5 год. і витримка на протязі 4 год.;
6. Охолодження на протязі 6 год. з додаванням азоту $P = 10 \dots 20$ мм. р. с.
7. Каталізатор – синтетична смола складного складу.

Встановлено, що загальна товщина покриття газового азотування за технологією заводу складає до 0.25 мм і після шліфування до 0.15 мм, що є неприпустимим для

експлуатації деталі в потрібних умовах. За вимогами навантаження, мінімальний загальний азотований шар після механічної обробки має бути не менше 0.3 мм.(1) А також фазовий склад азотованого шару($\epsilon + \gamma'$) \rightarrow γ' \rightarrow ($\alpha + \gamma'$) не відповідає класичному азотуванню (2).

Були проведені дослідження по вивченню кінетики, впливу температури та часу витримки на величину, структуру та твердість азотованого шару. По результату дослідження заводу був рекомендований технологічний процес азотування згідно рис.1.

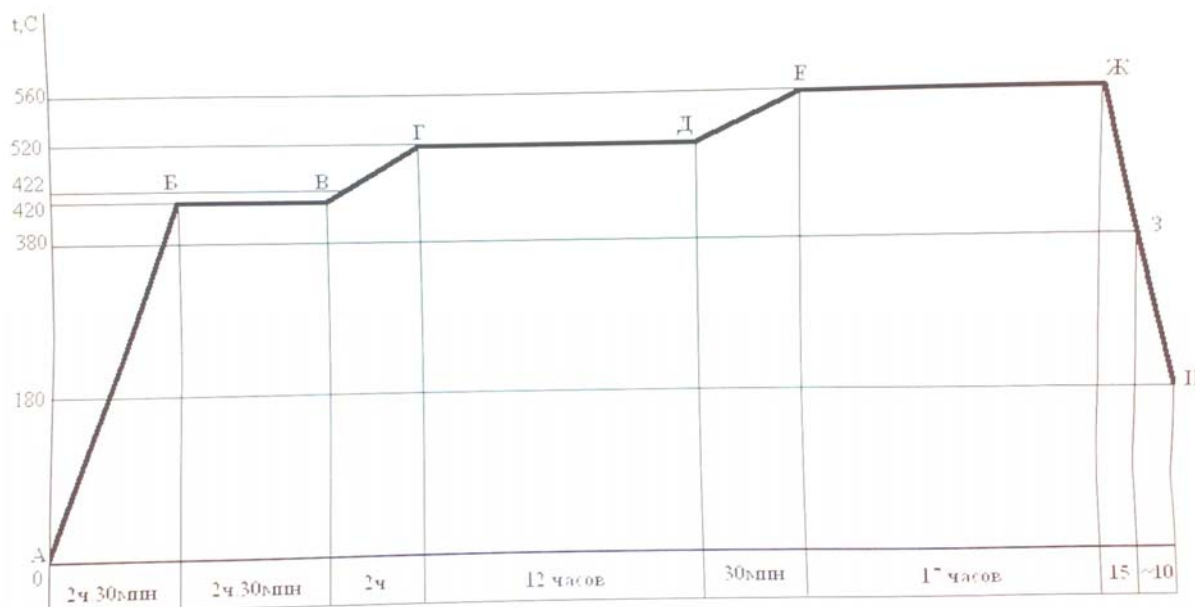


Рисунок 1 – Графік технологічного процесу азотування

- АБ – продування азотом 30 хв., нагріваючи до 420 °С (2 год. 30 хв.);
- БВ – розкладання смоли (2 год. 30 хв.);
- ВГ – підвищення температури до 1-го ступеня - 520 °С, подавання аміаку (2 год.),
міра дисоціації = 20-40 %;
- ГД – процес отримання max. твердості для обох сталей (1-й ступінь, витримка 12 год.),
міра дисоціації = 20-40 %;
- ДЕ – підвищення температури до 2-го ступеня - 560 °С (30 хв.);
- ЕЖ – процес утворення глибини шару(2-й ступінь, витримка 17 год.),
міра дисоціації = 50-60 %;
- ЖЗ – початок охолодження за програмою до 380 °С (15 год.);
- ЗИ – програма управління перемикається термістом в положення "О", охолодження з подаванням аміаку до 180 °С(~10 год.);
- И – відключення подавання аміаку, 30 хв. – продувка системи азотом.

В результаті загальна товщина азотованого шару 0.45 - 0.5 мм, що після шліфування складає більш 0.35 мм, при цьому твердість шатуна складає понад HV 850 сталь 30X3МФА , а твердість інших складових деталей вузла - HV 950 сталь 38X2МЮА. Мікроструктура азотованої сталі 30X3МФА приведена на рисунку 2. За рекомендаціями студентів та викладачів була впроваджена система контролю товщини та твердості покриття по свідкам зі сталей 30X3МФА які проходять весь технологічний процес від початкової до фінішної механічної обробки, а також весь цикл термічної обробки – поліпшення, хіміко-термічна обробка - азотування. Раніше контроль

проводився по готових деталях, що не дозволяло отримати реального складу і товщини покриття. Також було впроваджено свідки по об'єму сади в печі.

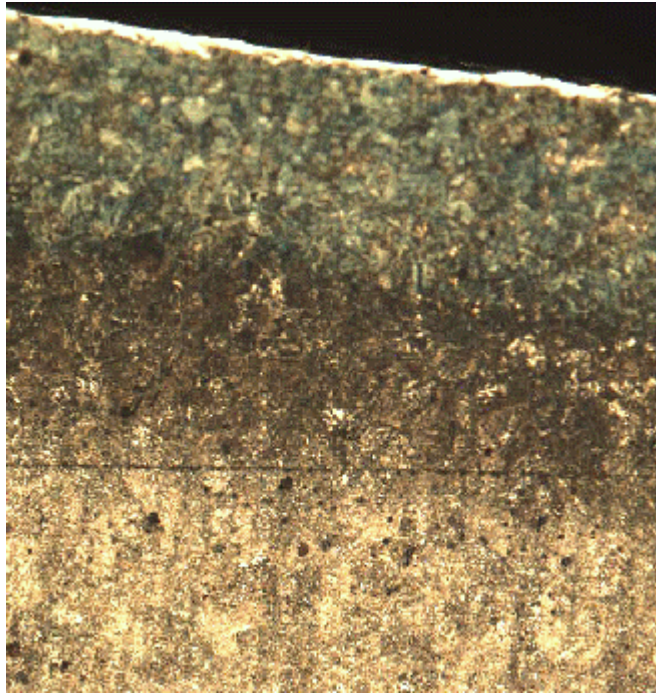


Рисунок 2 – Мікроструктура азотованої сталі 30X3MФА, x100

Висновок:

1. В наслідок удосконалення технології каталітичного газового азотування, контролю технології, стабільні результати по товщині та твердості в умовах підприємства були отримані позитивні результати, що задовольняють умови роботи машини.

2. В майбутньому потрібно досліджувати процес каталітичного газового азотування сталей, на заводі ЗАО Будгідравліка, з метою зміни каталізатора на більш сучасний, не забруднюючи піч та покращуючи умови азотування.

Список літератури

1. Чаттерджи – Фишер Р.Эйзелл Ф. и др. Пер. с нем./Под ред. Супова А. В. Цианирование и азотирование. – М.: Металлургия, 1990. – 280 с.
2. Лахтин Ю. М. Структура и прочность азотированных сплавов / Ю. М. Лахтин, Я. Д. Коган. – М.: Металлургия, 1982. – 176 с
3. Ионное азотирование феррито-перлитной и аустенитной сталей в газовых разрезах низкого давления / А. Д. Кортаев, С. В. Овчинников, А. Н. Тюменцев и др. // Физика и химия обработки материалов. 2004, №1. – С.22-27.
4. Лахтин Ю.М., Коган Я.Д. Азотирование стали. – М.: Машиностроение. - 1976. – 256 с.

Зносостійкі плазмові покриття з композиційного порошку TiC – Ni(P) – Cu

В.В. Коваленко, *ст. гр. МЗ-061,*
А.С. Сіньковський, *доц., канд. техн. наук*
Одеський національний політехнічний університет

На кафедрі технології конструкційних матеріалів і матеріалознавства Одеського Національного політехнічного університету розроблено порошок для газотермічного напилювання який володіє високою зносостійкістю і малим коефіцієнтом тертя ковзання. Так випробовування плазмового покриття з порошку, який складається з 40%TiC + 50% Ni(P) + 10% Cu нанесеного на шатунну шийку, в парі з підшипником із бронзи Бр ОЦС 5 – 5 – 5 на стенді, який імітує роботу компресора холодильної установки, протягом 800годин при змащуванні фреоном показали відсутність зношування. Тобто в даному випадку спостерігається ефект виборчого переносу. Однак властивості покриття можуть змінюватися в залежності від параметрів процесу плазмового напилювання і складу плазмо утворюючого газу. Дослідження проведенні сумісно з С.В. Петровим в НДІ газу АНУ показали, що при використанні в якості плазмо утворюючого газу суміші повітря і метану, властивості покриття залежать від процентного вмісту CH_4 та на яких режимах, дозвукових (число Маха $M < 1$) чи надзвукових ($M > 1$) його нанесено (табл. 1).

Таблиця 1 – Характеристика процесу і властивості покриттів із TiC – Ni(P) – Cu одержаних на плазмотронах з діаметром сопла 8мм при швидкості на його зрізі $M=0,75$ і $M=1,3$ та вмісту CH_4 в суміші 10 об.%

Тип плазмотрона	Кількість матеріалу, що випарувалась %	Коефіцієнт Використання Матеріалу, %	σ_{zn} , МПа	H_u , МПа	Пористість, %	$L_{нар}$, мкм
Дозвуковий	6,0	55	2...30	4000...6420	10.....12	20.....25
Надзвуковий	0,5	65	40.....60	5300...9400	3.....5	7.....12

Важливою характеристикою порошоків є їх коефіцієнт використання. При газотермічному напилюванні на повітрі деякі частинки порошку взаємодіють з киснем і вигоряють, а легкоплавкі випаровуються. Тобто завжди є втрати. Коефіцієнт використання матеріалу (КВМ) повинен бути якомога більшим. Дослідження показали, що на всіх режимах незалежно від потужності плазмотрону, витрат плазмо утворюючого газу, фракційного складу 50-100мкм порошку, КВМ збільшується при збільшенні вмісту метану в суміші (рис.1). З підвищенням витрат плазмо утворюючої газової суміші, на дозвукових режимах, КВМ при напилюванні порошком фракції 50 – 100 мкм знижується. Встановлена значна залежність КВМ від дистанції напилювання. При роботі на дозвукових режимах ця залежність має вигляд кривої з максимумом при дистанції 230 – 250мм. При надзвукових режимах КВМ значно більший і зі збільшенням дистанції поступово знижується (рис.2).

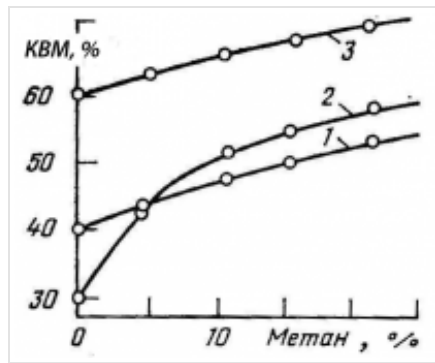
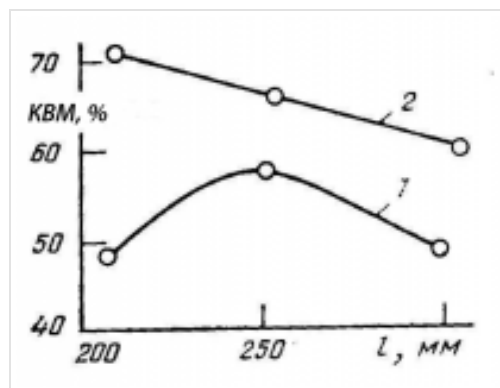


Рисунок 1 – Графік залежності КВМ від вмісту метану в суміші з повітрям

Потужність плазмотрону – 50 кВт, подача порошку фракцією 50 – 100мкм під зріз сопла діаметром 8 мм, дистанція напылювання 300 мм (1,2) і 250 мм (3), витрати плазмо утворюючого газу 7 (1, 3) і $5 \frac{м^3}{год}$ (2).



1 – на дозвуковому режимі, 2 – на надзвуковому при 10% CH_4 в суміші

Рисунок 2 – Графік залежності КВМ від дистанції напылювання

Висновок:

Дослідження показали, що нанесені захисні покриття із композиційних порошків складу 40%TiC + 50% Ni(P) + 10% Cu плазмовим методом, при використанні надзвукових режимів, мають значно якісніші показники ніж ті, що одержанні на дозвукових режимах.

Список літератури

1. Петров С. В., Сааков А. Г. Плазма продуктов сгорания в инженерии поверхности.-К.; 2000.- 218с.
2. Петров С. В., Синьковский С. А. Напыление композитного порошка TiC – Ni –Cu –P в плазме продуктов сгорания. ж. Порошковая металлургия, 1993, № 9-10.
3. Синьковский А.С. Теория та методи напылення.- Од.; Наука і техніка. 2003.- 172с.

Исследование и разработка состава порошкового электрода для наплавки антифрикционного алюминиевого сплава АМКО 8-1-3

Е.М. Шилина, *магистр. ТуОН-10(М)*, **А.Н. Кабанец**, *доц., канд. техн. наук*
Приазовский государственный технический университет

Перед разработкой материала для наплавки антифрикционного алюминиевого сплава необходимо узнать его химический состав и исследовать структуру. Сплав АМКО 8-1-3, содержит (8-9)% мас. меди, около 1% мас. кремния и (3-4)% мас. олова, что подтверждено результатами химического анализа.

При изучении микроструктуры сплава АМКО 8-1-3 было выявлено, что структура состоит из светлых зерен размером около 200 мкм, окруженных равномерной темной сеткой, очевидно, интерметаллидов. Исследование микротвердости показало, что микротвердость зерен составляет 140-150 МПа, а микротвердость включений 500-800 МПа. Это свидетельствует о том, что изучаемая структура имеет выраженный гетерогенный характер. При этом зерна, очевидно, являются твердым раствором кремния и меди в алюминии, а включения представляют собой химические соединения CuAl_2 и Cu_6Sn_5 .

Для определения возможности наплавки на этот сплав, была изучена структура переплавленного металла обоймы. Исследования по приведенной методике показали, что характер структуры и твердость сохранились, однако, сетка включений имеет прерывистый характер.

Сплошность армирующей сетки возможно получить при измельчении структуры путем модифицирования. С этой целью в состав шихты порошкового электрода для наплавки был введен модификатор цирконий в виде фторцирконата калия. Исследование металла наплавки, полученной с помощью этого электрода показало, что модифицирование обеспечило получение мелкозернистой, гетерогенной, равноосной структуры с равномерной армирующей сеткой.

Предлагается состав порошкового электрода для наплавки модифицированного антифрикционного алюминиевого сплава.

Перспективы развития наплавочных материалов с метастабильным аустенитом

В.В. Чигарев, проф., д-р техн. наук, **А.М. Зусин**, асп.
Приазовский государственный технический университет

В настоящее время проблема ресурсосбережения - одна из наиболее актуальных. Одним из эффективных направлений ее решений является восстановление деталей машин, инструмента и повышение их долговечности электродуговой наплавкой. Во многих случаях для этого используются материалы, содержащие дорогие легирующие элементы, в частности, никель, что обуславливает их высокую стоимость. В данной работе рассмотрены перспективы создания наплавочных материалов на марганцевой и хромомарганцевой основах, которые обеспечивают получение в наплавленном металле метастабильной структуры, претерпевающей при нагружении мартенситные превращения. На образование мартенсита деформации при нагружении расходуется значительная часть энергии внешнего воздействия и, соответственно, меньшая её доля идёт на разрушение наплавленного металла. Его особенностью является то, что в процессе эксплуатации он существенно улучшает свои свойства вследствие реализации эффекта самозакалки при нагружении, что в несколько раз повышает долговечность деталей машин и инструментов. Однако, не смотря на это, известные наплавочные материалы данного типа не нашли широкого применения в промышленности из-за плохой обрабатываемости резанием. В связи с этим перспективно создание соответствующих материалов, лишенных этого недостатка. Важным направлением дальнейшей разработки экономичных наплавочных материалов, обеспечивающих получение наплавленного металла с метастабильным аустенитом, должно стать создание безникелевых составов реализующих его повышенную коррозионную стойкость, поскольку известные обеспечивают работу деталей в более агрессивных средах, чем вода. Этого можно добиться в хромомарганцевых наплавочных материалах за счет существенного увеличения хрома и введения повышенного количества азота, позволяющего в этом случае сохранить структуру метастабильного самоупрочняющегося аустенита. Применяемые в промышленности наплавочные материалы аналогичного назначения являются хромоникелевыми, а, следовательно, очень дорогими.

Закономерности изменения состава и структуры по толщине наплавленных слоев Fe-Cr-Mn метастабильных сталей

В.В. Чигарев, проф., д-р техн. наук, **Я.А.Чейлях**, асп.
Приазовский государственный технический университет

Разработка новых экономичных наплавочных материалов для замены дорогих и дефицитных (никельсодержащих) при восстановлении быстроизнашивающихся изделий, а также управление их структурой и свойствами являются актуальными задачами материаловедения сварки. В свете их решения разработаны составы порошковой проволоки и наплавляемого ею метастабильного металла на Fe-Cr-Mn основе, а также технологические приемы и способы термического, химико-термического, высокоэнергетического воздействия для управления механическими и служебными свойствами наплавов.

С целью эффективного управления составом, степенью метастабильности аустенита и свойствами наплавленного металла исследовано распределение химических элементов по толщине наплавленного металла. Образцы наплавлились разработанной порошковой проволокой диаметром 4 мм на сварочном автомате А1401 с источником питания ВДУ 1001. Исследования химического состава и микроструктуры проводились послойным анализом с использованием вакуумных квантометров "Spectrovac 1000" и "SpectroMAXx", электронного автоэмиссионного микроскопа "Ultra-55".

В случае формирования однослойно наплавленного металла его химический состав характеризуется пониженными концентрациями легирующих элементов – хрома (6...9 %), марганца (4,6...7,0 %), кремния (0,4...0,7 %), чем трёх- и многослойно наплавленного металла. При этом, содержание элементов существенно зависит от степени проплавления и доли участия металла - основы (Ст.3) в формировании наплавки. Чем меньше скорость наплавки ($V_{\text{напл}}=18...22$ м/ч), выше сила сварочного тока ($I=400...480$ А), тем больше доля участия основного металла ($> 0,4$) и степень проплавления. В результате этого содержание элементов находится на нижних пределах. Напротив – большей скорости наплавки ($V_{\text{напл}}=25...30$ м/ч) при $I=320...400$ А, $U=35...40$ В соответствуют меньшая степень проплавления и меньшая доля участия основного металла в наплавке ($\sim 0,29$), как результат - более высокие содержания легирующих элементов. При трех – и многослойной наплавке химический состав наплавленного металла изменяется послойно каскадно: по глубине каждого слоя содержание элементов колеблется в узких пределах (примерно соответствует некоторым постоянным концентрациям). При переходе через межслойные зоны сплавления содержание каждого из элементов (Cr, Mn, Si, V) повышается достаточно резко до следующего уровня. Чем больше скорость наплавки ($V_{\text{напл}}$ в пределах 18...30 м/час) и меньше сила сварочного тока в пределах ($I=320...480$ А), тем меньше доля участия металла каждого предыдущего слоя в формировании последующего, тем уже зона межслойного сплавления и больше разница в концентрациях элементов между каскадами (горизонталями на концентрационных кривых послойного анализа). Соответственно в поверхностных третьем и четвертом – слоях содержание элементов примерно соответствует заданному составом порошковой проволоки (13,5...15,5 % Cr, 9...11 % Mn, 0,9...1,3 % Si).

От соотношения основных легирующих элементов (Cr, Mn, Si) существенно зависит положение мартенситных точек (M_n , M_k), определяющее фазовый состав (количество мартенсита закалки и аустенита) наплавленного металла в его структуре. При высокой степени проплавления (доля участия основного металла 0,40...0,56), когда содержание указанных выше элементов находится на нижних пределах, т. M_n располагается выше комнатной температуры, что вызывает получение в структуре наплавленного металла 50...75 % мартенсита закалки и, соответственно 25...50 % аустенита. При меньшей степени проплавления (доля участия основного металла 0,28...0,31), а также при многослойной наплавке т. M_n снижается ниже комнатной температуры в области отрицательных температур, что предопределяет получение преимущественно аустенитной метастабильной структуры.

Количественное соотношение между мартенситом и аустенитом, а также положение мартенситной точки (M_n) последнего определяют степень деформационной метастабильности γ -фазы и способность её к деформационному мартенситному $\gamma \rightarrow \alpha'$ превращению при испытаниях свойств (ДМПИ). Возможность протекания ДМПИ в условиях изнашивания в тонком поверхностном слое является важнейшим преимуществом наплавленного Fe-Cr-Mn металла, поскольку оно сопровождается существенным самоупрочнением и, одновременно, релаксацией микронапряжений. Это способствует повышению износостойкости и долговечности наплавленных таким металлом изделий.

Таким образом, обнаруженные закономерности изменения химического состава по глубине слоев наплавленного металла, предопределяющие формирование фазового состава и структуры, позволяют регулировать степень деформационной метастабильности аустенита и степень развития ДМПИ. Это в конечном итоге становится эффективным фактором управления свойствами наплавленных сталей и повышения характеристик износостойкости, значительно превышающих свойства деформационно стабильных материалов.

Моделирование сварочной ванны при наплавке рабочей поверхности со сложной траекторией движения источника теплоты

О.А. Железнова, магистр.,
В.В. Бурлака, канд. техн. наук, **С.В. Гулаков**, проф., д-р техн. наук
Приазовский государственный технический университет

Служебные характеристики рабочего слоя, нанесенного с помощью дуговой наплавки, зависят как от состава наплавляемого металла, так и от формы наплавленных валков. Так, при эксплуатации валков горячей прокатки металла, формирующих роликов машины непрерывного литья заготовок и других изделий, работающих в контакте с горячим металлом, на рабочей поверхности, упрочненной с применением дуговой наплавки, формируются трещины термической усталости, ориентированные преимущественно вдоль наплавленных валков. Это связано с анизотропией их свойств. Так, если при восстановлении прокатных валков путем наплавки ориентировать наплавленные валки под углом к оси валка, можно повысить стойкость рабочей поверхности к трещинам разгара, к износу, увеличив срок их службы.

Одним из путей оптимальной ориентации наплавляемых валков является формирование их в виде зигзагов. При этом особое значение приобретает контроль процесса формирования рабочего слоя в местах резкого изменения направления вектора скорости наплавки. В эти моменты времени изменяются форма и размеры сварочной ванны, а, следовательно, изменяется время нахождения металла сварочной ванны в жидком состоянии и разбавление наплавляемого металла основным металлом.

При наплавке валками зигзагообразной формы необходимо обеспечить резкий переход в области их перегибов, т.к. в этих местах большая вероятность появления трещин разгара. В этой связи одной из задач формирования качественной рабочей поверхности является обеспечение требуемой траектории перемещения электрода в процессе ее наплавки. При этом траектория перемещения электрода должна учитывать условия формирования самой сварочной ванны, т.к. в местах изменения направления перемещения форма ванны может существенно отличаться от траектории перемещения электрода. С этой целью сделана попытка создания модели, позволяющей обеспечить требуемый характер перемещения торца электрода, обеспечивающий заданные параметры сварочной ванны, которые, в свою очередь, определяют характер формирования наплавленного валика.

Результаты экспериментов позволяют сделать предположение, что форма сварочной ванны в стационарном режиме при струйном переносе металла и неподвижном электроде напоминает границу раздела двух жидких фаз с существенно разными плотностями. Это дает возможность применить уравнения, схожие с уравнениями теории капиллярности, для описания границы проплавления (границы раздела жидкой и твердой фаз).

Тем не менее, для численного расчета границы проплавления при нестационарном режиме наплавки необходимо в уравнения внести поправки, учитывающие инерционность процессов в сварочной ванне. Для этого предлагается поверхность проплавления имитировать в виде гибкой упругой пленки, находящейся в вязкой среде.

Предлагаемое дифференциальное уравнение поверхности проплавления будет иметь вид:

$$\frac{\partial^2 Z}{\partial t^2} = \frac{1}{\Delta m} \cdot \left[\begin{array}{l} \alpha \cdot \left(\frac{\partial^2 Z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 Z}{\partial y^2} \right) + I_0 \cdot e^{-C \cdot ((x-x_s)^2 + (y-y_s)^2)} - \\ - \lambda \cdot \left(\frac{\partial Z}{\partial t} \right)^\gamma - \mu \cdot Z \end{array} \right],$$

где x, y – координаты;

t – время;

Z – функция (x, y, t) , описывающая поверхность раздела жидкой и твердой фаз;

α – коэффициент, определяющий упругость среды;

I_0, C, x_s, y_s – интенсивность, коэффициент сосредоточенности и координаты источника возмущения (дуга);

λ, μ – коэффициенты влияния скорости и статического давления;

γ – показательный коэффициент;

Δm – масса элемента пленки.

Для проверки адекватности модели написана программа, выполняющая численное решение уравнения поверхности и представляющая результат в виде трехмерного изображения сварочной ванны.

Численное моделирование формы сварочной ванны позволяет решать задачу управления свойствами наплавленного слоя валиками зигзагообразной формы, повысив его однородность, стойкость против воздействия рабочих нагрузок, технологическую прочность.

Влияние химического состава на формирование структуры износостойких сплавов

В.В. Чигарев, проф., д-р техн. наук, **Е.А. Ногаш**, асп.
Приазовский государственный технический университет

Важной задачей в настоящее время является повышение долговечности быстроизнашивающихся деталей машин. Одним из эффективных способов увеличения срока службы некоторых из этих деталей является наплавка износостойкими сплавами.

В данной работе исследовалось влияние основных легирующих элементов: марганца, хрома, ванадия. Повышение содержания марганца при постоянном содержании других элементов вызывает увеличение в структуре ледебурита. Марганец, хотя и слабый карбидообразующий элемент, но при большом его количестве он препятствует образованию карбидов VC и способствует возникновению в структуре эвтектики ледебуритного типа, основу которой составляет карбид цементитного типа, обладающий меньшей твердостью и износостойкостью, чем VC. Хром более сильный карбидообразующий элемент, чем марганец. В исследованных пределах (до 6%) он также способствует образованию ледебурита. Увеличение ледебурита в микроструктуре сплавов при введении хрома обнаруживается и при высоком содержании ванадия. Действие ванадия отличается от рассмотренного выше влияния марганца и хрома. Ванадий уменьшает количество ледебурита в структуре и способствует образованию дисперсных, равномерно распределенных в структуре карбидов. Это следует из сравнения количества ледебурита в сплавах с различным содержанием ванадия. Анализ результатов исследования микроструктуры сплавов позволяет заключать, что для того, чтобы получить в наплавленном металле преимущественно аустенитную структуру с равномерно распределенными в ней карбидами ванадия а исключать образование ледебурита или иметь его минимальное количество, необходимо ограничить содержание марганца 4-8%, не легировать сплав хромом или ограничить его содержание весьма малыми количествами, если не возникает необходимость обеспечить коррозионную стойкость. Удержание ванадия может быть выбрано в пределах до 7%. Это справедливо для сплавов, имеющих постоянное соотношение углерода ($\approx 2\%$), кремния ($\approx 1,5\%$), меди ($\approx 1,5\%$), титана ($\approx 0,5\%$). Изменения микроструктуры под влиянием легирования следует учитывать при обсуждении различных свойств исследованных сталей.

Прогнозування структурно-фазового стану зносостійких матеріалів при дуговому наплавленні

А.А. Дзюба, П.В. Попович, В.Д. Кузнецов
Національний технічний університет України
“Київський політехнічний інститут”

Значний обсяг відновлення поверхонь деталей з вуглецевих та низьколегованих сталей здійснюють зносостійким наплавленням, переважно матеріалами, що забезпечують мартенситну чи аустенітну структури. Такі матеріали, як правило містять вуглець, що сприяє утворенню додаткових твердих складових у вигляді карбідної фази.

При наплавленні такими матеріалами структура металу визначається не тільки хімічним складом, але й технологічними умовами процесу. Дослідження сукупності цих факторів достатньо трудомісткі і потребують значних матеріальних та трудових витрат.

За літературними даними для ряду композицій зносостійких матеріалів прогнозування структурно-фазового стану зроблене на основі діаграми Шефлера з урахуванням кількості карбідної фази, але з припущенням про відсутність перемішування основного металу з наплавленим і незалежність структурно-фазового стану від швидкості охолодження. Між тим ці фактори можуть суттєво змінювати структурно-фазовий стан матеріалів. Тому розробка методик прогнозування структурно-фазового стану матеріалів залежно від композицій і технологічних умов є актуальною.

В дослідженнях здійснювали як безперервне наплавлення 3-ох валиків, так і наплавлення з охолодженням кожного з них, що дозволяло відслідковувати вплив частки основного металу в наплавленому шарі, так і швидкість охолодження на структурно-фазовий стан.

За отриманими даними була побудована діаграма Шефлера, яка окрім структурного стану містить дані по його зміні з врахуванням частки основного металу в наплавленому, а також кількість карбідної фази для кожного з наплавочних електродів.

З аналізу побудованої діаграми випливає, що відсотки змішування основного металу з наплавленим не впливають на зміну структури. Кількість карбідної фази для кожного з електродів корелюється з даними її оцінки по мікроструктурам. Отримані точки на діаграмі підтверджуються мікроструктурним аналізом. Таким чином, прогнозування структурно-фазового стану матеріалів з урахуванням частки основного металу в наплавленому, а також кількості карбідної фази може виконуватися на базі діаграми Шефлера.

За результатами аналізу структур встановлено, що тип структур при багат шаровому наплавленні не змінюється. Але відмінною ознакою є часткове розчинення карбідної фази у попередніх шарах.

По результатам отриманих даних видно, що у випадку наплавлення без проміжного охолодження твердість суттєво зростає для всіх видів випробовуваних матеріалів. Отримані дані можуть бути використані для прогнозування зносостійкості другого та третього шару наплавленого металу.

Залучена для аналізу діаграма Шефлера адекватно відображає реальні зміни у структурно-фазовому стані матеріалів при наплавленні і може бути використана у практичних цілях для прогнозування типу структур і якості наплавленого матеріалу.

Різання тонколистового металу газолазерним способом з використанням воднево-кисневого полум'я

А.Л. Ковтуненко, *ст. гр. ЗП-38*,
Ю.С. Попіль, *доц., канд. техн. наук*, **В.М. Корж**, *проф., д-р техн. наук*
Національний технічний університет України «КПІ»

В теперішній час виготовлення деталей за допомогою процесу різання становить по трудомісткості близько 35% серед процесів газотермічної обробки матеріалів. Спосіб різання вибирають в залежності від фізико-хімічних властивостей матеріалу, технологічних вимог і економічної доцільності.

Для різання металів товщиною 0.2-10 мм з високими вимогами до якості поверхні виробу широко застосовується лазерне різання [1]. При збільшенні товщини металу, потрібно збільшення потужності джерела нагрівання для підвищення ефективності процесу, що пов'язано з високою вартістю погонного метра різки. Застосування комбінованих методів різання (гібридних), а саме газолазерного різання, дозволяє збільшити технологічні можливості процесу.

В якості газів для видалення металів використовують аргон, азот, а для підтриманням екзотермічних реакцій горіння металів, повітря та кисень.

Недоліком цього способу є те, що геометричний розмір газового струменю (кут розкриття газового потоку) і сфокусованої плями лазерного випромінювання, впливають на збільшення ширини різки та на якість поверхні різки розрізаного металу. Лазерне різання вуглецевих сталей проводиться звичайно з використанням кисню. При взаємодії кисню з металом розігрітим лазерним променем відбувається екзотермічна реакція окислення і тепло, що виділяється в процесі окислення заліза в 3-5 разів більше, ніж підведеної потужності лазерного випромінювання [2].

Основна доля теплоти при лазерному нагріві переноситься вглиб металу за допомогою електронної провідності. Тому, теплові процеси при лазерному нагріві мають ту ж фізичну природу, що і традиційні способи термічної дії на метал. Це дає можливість користуватися класичною теорією теплопровідності.

При лазерній обробці металів значне місце займає проблема, пов'язана з відбиванням лазерного випромінювання. Зменшити коефіцієнт відбивання можливо зі збільшенням потужності лазерного випромінювання, або при застосуванні попереднього затемнення поверхні металу [3,4].

Нагріта поверхня, яка окислюється сприяє поглинанню металом променевої енергії і підвищує ефективність нагріву (чисті метали поглинають тільки 2...6% теплової енергії променю, а окисли металів – практично 100%), що сприяє кращому поглинанню енергії лазерного променю [5].

В даній роботі вирішується задача вдосконалення способу різання тонколистових металів, а саме різання металів з високою відбиваючою здатністю поверхні не залежно від хімічного складу, за рахунок того, що до дії лазерного променя додається дія воднево-кисневого полум'я (ВКП), яке нагріває метал і викликає окислення поверхні [6].

Використання ВКП отриманого при спаленні суміші, яка виробляється електролізно-водяними генераторами, дозволяє отримувати розміри факелу подібні до

діаметру лазерної плями, окислити поверхню і відповідно підвищити коефіцієнт поглинання поверхні лазерного променя .

До переваг цього полум'я можна віднести :

1. Отримання мікро-факелу з стабільним стійким горінням.
2. При різанні сталей за відсутністю вуглецю в продуктах горіння, знижується вірогідність гартування крайок різку.
3. Відсутність балонного господарства та транспортних витрат .

В якості обладнання використовувався: експериментальний стенд Г-Ои-16 -1, який оснащений лазерним випромінювачем на алюмо-ітрієвому гранаті (довжина хвилі випромінювання 1,06мкм), що працює в режимі модульованої добротності (частота слідування імпульсів 1-50кГц) та середньою потужністю 27 Вт. Лазерне випромінювання фокусувалось в пляму діаметром 50 мкм. Для отримання пальної суміші електролізно-водний генератор з продуктивністю по виробленню пальної суміші 0,1...0,4 м3/год.

Для досліджень була зібрана дослідна установка, з механізованим переміщенням лазерної головки та пальника.

Для дослідження процесу різання, було вибрано анізотропну тонколистову сталь х/к 3411, (трансформаторну сталь) товщиною 0,20-0,50 мм, яка має складності при обробці механічними способами.

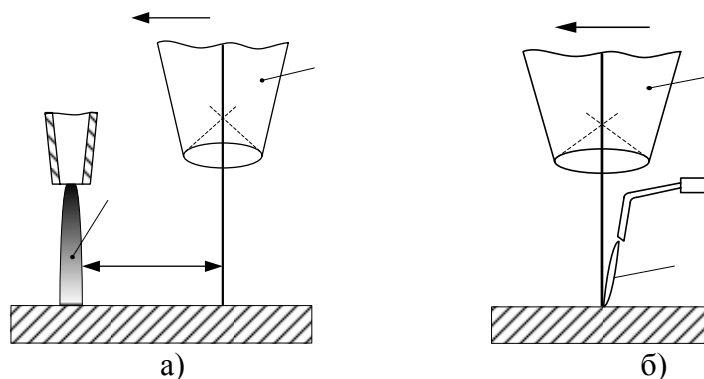
Ефективна теплова потужність газового полум'я досліджувалась калориметрично і розраховувалась [7].

В якості сопла пальника використовувались медичні голки діаметром 0,5мм.

Для запобігання деформацій, при різанні трансформаторної сталі зразки металу механічно закріплювались. Різання проводились на трьох визначених швидкостях.

При постійній потужності лазера, змінними параметрами були; витрати пальної суміші, довжина факелу, відстань від газового полум'я до лазерного променя, товщина металу. Досліджувався вплив, при переміщенні газового полум'я на фіксованій відстані перед лазерним променем (рис.1.а) та накладанням полум'я на лазерний промінь (рис.1.б).

Враховуючи, що ВКП має окислювальний характер горіння, це приводить до окислення поверхні металу. Відповідно ВКП, ще є додатковим джерелом енергії, що дозволяє підвищити теплову потужність комбінованого нагрівання полум'я і лазерного променя. Комбінація двох джерел енергії ефективна для різання тонколистових кольорових металів з високою теплопровідністю для тонколистових сталей.



а) з попереднім підігрівом полум'ям перед лазерним променем; б) з накладанням факелу полум'я на лазерний промінь

Рисунок 1 – Схеми газолазерного різання з застосуванням ВКП для тонколистового металу

Як показали дослідження при витратах 0,05-0,1 м³/год. ефективна теплова потужність такого полум'я, яка вкладається в поверхню метала становить 6-12,5 Вт/с.

Проведені дослідження показали, що максимальна товщина зразка, яку можна було розрізати лазерним променем потужністю 27 Вт, обмежується товщиною до 0,35 мм, в той же час, як різання комбінованим способом за рахунок додаткової теплової потужності можна різати до 0,5мм.

Як показали дослідження комбінованих режимів різання сталі, представлені в табл.1, найкращий ефект процесу різання спостерігається при попередньому підігріві газовим полум'ям перед лазерним випромінюванням.

Таблиця1 – Технологічні параметри різання

Умови досліджу	Товщина сталі, мм	Швидкість різання, мм/с	Потужність лазера, Вт	Витрати ВКС, дм ³ /год	Довжина факелу, мм	Ширина різі, мм	Тиск газової суміш, МПа
з попереднім підігрівом зразка	0,33	8	27	50	30	0,27	0,015
		2		50	30	0,45	
		1		75	50	0,50	
з накладанням: лазерний промінь + полум'я	0,33	8	27	50	30	0,80	0,015
		2		50	30	1,15	
		1		75	50	1,20	
тільки лазерний промінь	0,33	8	27	---	---	0,60	---
		2		---	---	0,90	
		1		---	---	1,00	
з попереднім підігрівом зразка	0,5	8	27	75	50	0,50	0,05
		2		95	60	0,70	
		1		110	85	0,90	
з накладанням: лазерний промінь + полум'я	0,5	8	27	75	50	0,80	0,05
		2		95	60	1,20	
		1		110	85	1,30	
тільки лазерний промінь	0,5	8	27	---	---	Не прорізає	---
		2		---	---		
		1		---	---		

Ширина різі менша порівняно з різанням тільки одним лазерним випромінюванням. Це підтверджує те, що коефіцієнт поглинання нагрітої та окисленої поверхні металів лазерного випромінювання є більшим, що сприяє підвищенню ефективності різання за рахунок нагрівання металу газовим факелом.

Виходячи з аналізу залежності температури від кольору поверхні, можна визначити, що найбільшій поглинаючій здатності відповідає сірий колір поверхні, який утворюється при температурі 325 0С. Така температура знаходиться в зоні синє ламкості і виходячи зі структурних перетворень, які відбуваються в металі не впливає на перетворення в ньому.

При накладанні ВКП на лазерне випромінювання збільшується ширина різі і товщина металу, що різеться. Це пояснюється збільшенням об'єму розплаву між шлаковою оболонкою та твердим основним металом.

Список літератури

1. Коваленко В.С Прогрессивные методы лазерной обработки материалов.- К.: Выща школа, 1985. – 88 с.

2. Кайдалов А.А. Современные технологии термической и дистанционной резки конструкционных материалов.- К.: «Екотехнологія», 2007. -456 с.
3. Патент США №4879449,МКИ В 23К 26/00. НКИ 219-121.6.
4. Заявл.12.05.88. за №192921 опубл. 07.11.89.Duley Walter W., Kinsman Grant. Способ повышения проплавления металла при лазерной сварке.
5. Антонов И.А. Газопламенная обработка металлов.-М.: Машиностроение, 1976.-264с.
6. Патент на корисну модель №56604 МПК (2011.01) В23К 28/00 Спосіб різання тонколистових металів з високою відбиваючою здатністю. Корж В.М. Попіль Ю.С., Гайдук І.В.
7. Корж В.Н., Попіль Ю.С. Регулирование тепловой мощности водородно-кислородного пламени //Автоматическая сварка.- 2008- . №2.-С.38-45.

Дослідження зон температурного впливу в процесі наплавлення функціональних покриттів

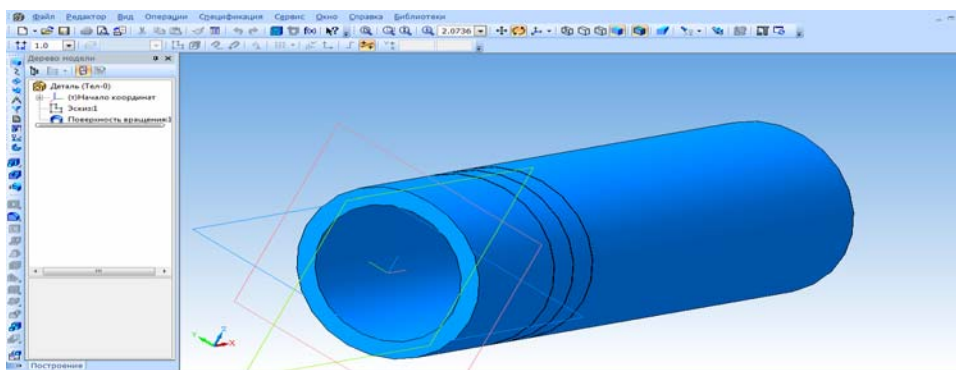
А.П. Висоцький, М.С. Українець, *ст-ти 4 курсу*,
В.І. Савуляк, *проф.*, *д-р техн. наук*, С.А. Заболотний, *канд. техн. наук*
Вінницький національний технічний університет

Метою роботи є забезпечення якості наплавлення покриття електродуговим методом в середовищі захисних газів. В ході дослідження вирішувалися такі задачі:

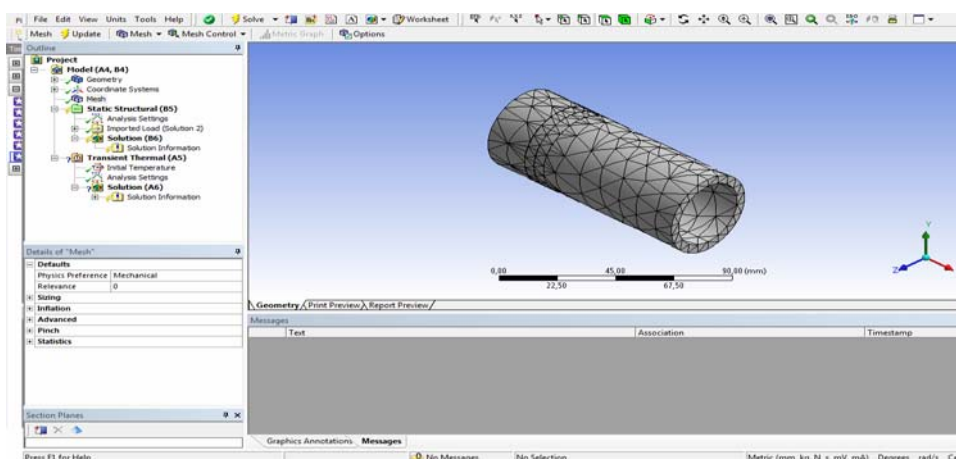
- діаметричні дослідження покриття;
- мікроструктурний аналіз покриття;
- створення моделі процесу нанесення покриття для розрахунків температурних полів, що виникають;
- дослідження впливу теплових потоків від валика, що наноситься, на попередні в плані структурних змін та твердості.

Для дослідження температурного поля в процесі наплавлення було змодельовано в пакеті програм розподілення температури по деталі і співставлено з експериментальними дослідженнями. Під час моделювання виконувалась така послідовність дій:

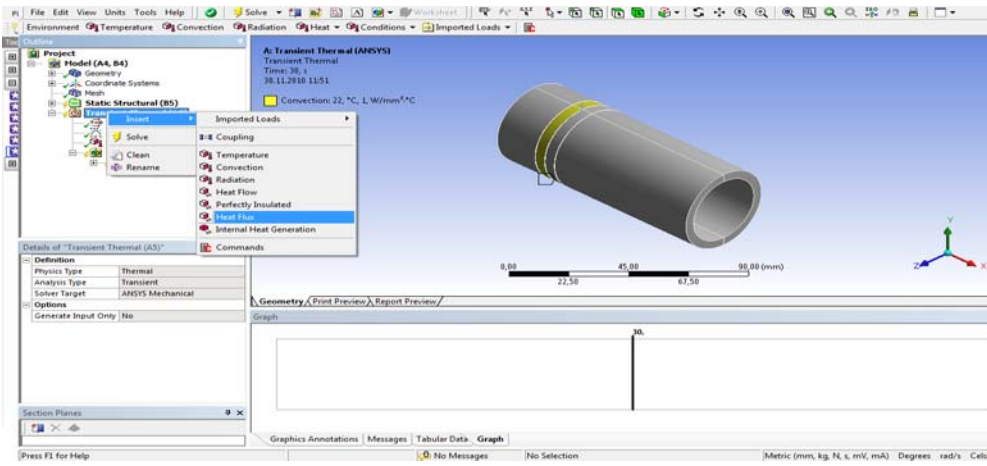
- створення 3D модель деталі:



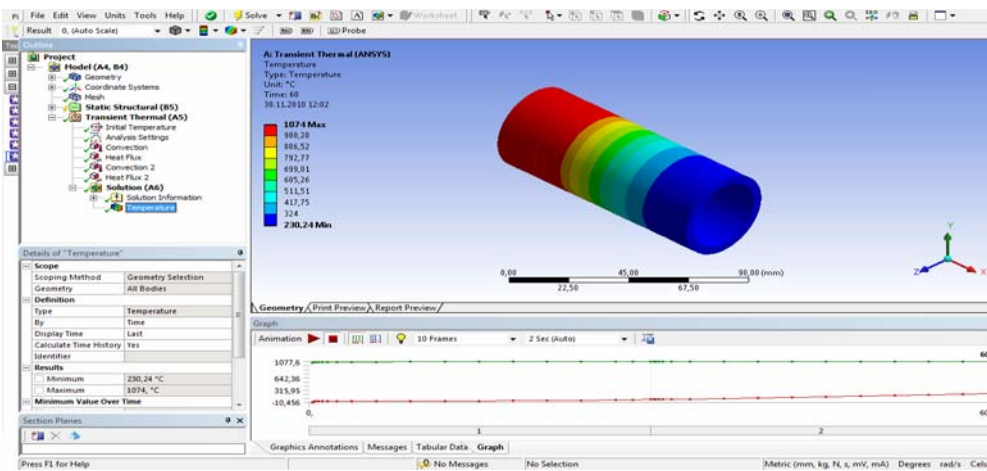
- генерація сітки на створених моделях:



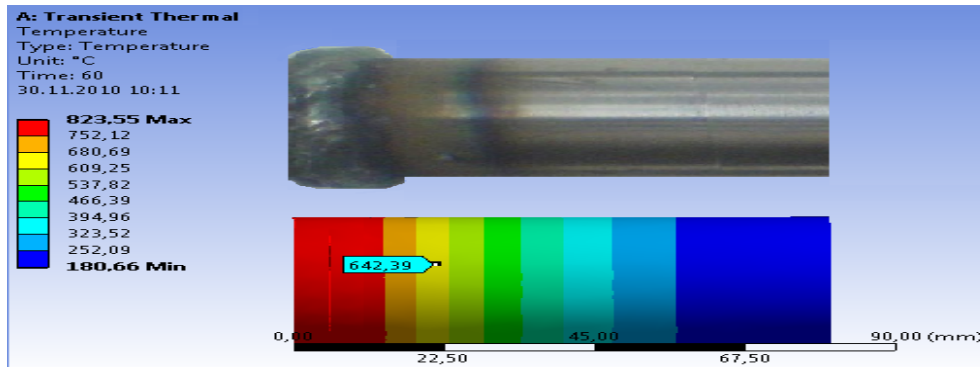
- введення теплового потоку і задання кількості енергії, яка діє на одиницю площі:



- виведення на екран результатів досліджень, що нас цікавлять (в даному випадку – розподіл температури по тілу:

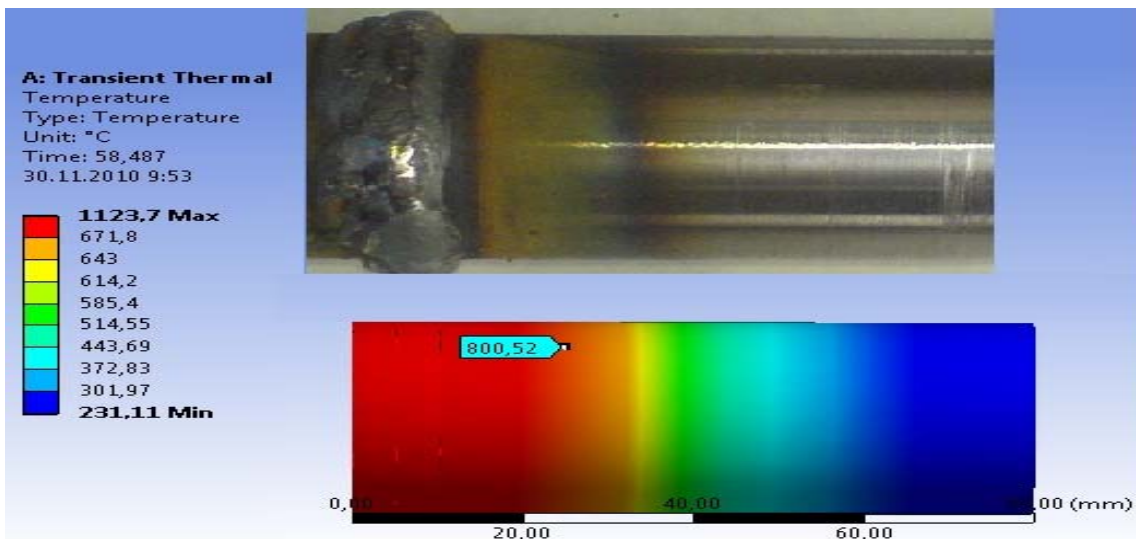


- обробка результатів пакета кінцево - елементного аналізу:

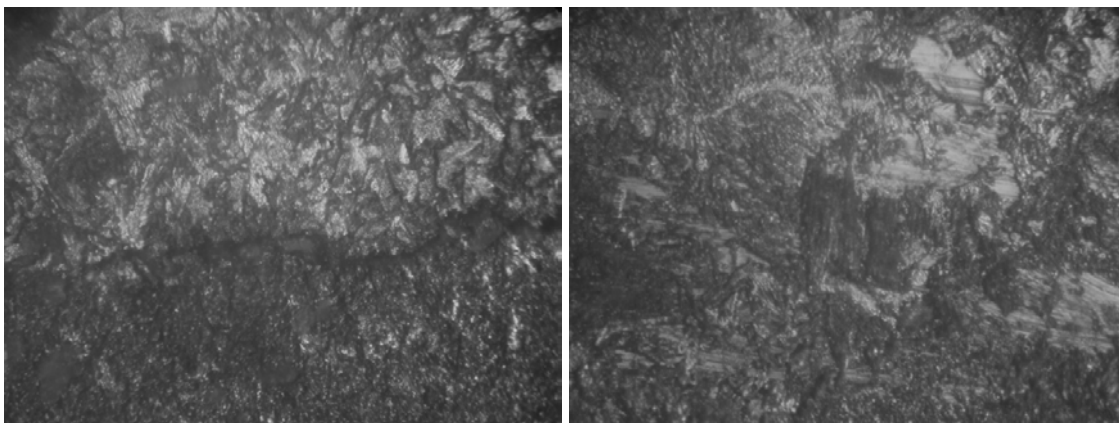


Обробка результатів роботи пакета кінцево - елементного аналізу 1-го зразка:

$I_{зв}$, А	U, В	n (кількість витків)	t (крок наплавки)
140	24	2	2,8

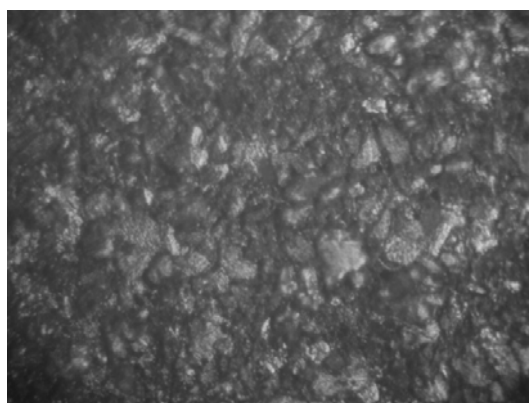


Структури 1-го зразка:



X300

x300



X500

Наступні зразки аналогічно моделюються і співставляємо експериментальні результати з теоретичними.

З результатів дослідження можна зробити висновки:

1. Запропонована методика визначення впливу режимів та розмірів поверхні, що наплавляється, на якість наплавлення покриттів в плані кінетики структурних змін та твердості.

2. Встановлено, що в процесі нанесення покриття температурні поля в покритті та основі суттєво залежать від режимів та розмірів поверхні, що наплавляється.

3. Наслідком зміни конфігурації температурного поля є зміна структури уже сформованого покриття та його твердості.

4. При розробці технологій в режимах відновлення або зміцнення поверхонь деталей необхідно враховувати реальні розміри деталей та параметри твердості і структури покриття, що наноситься.

Моделювання температурних полів процесу зварювання або наплавлення титанових пластин та визначення параметрів сопла для захисту від атмосферного впливу

О.В. Поступайло, ст-т 4 курсу,
В.І. Савуляк, проф., д-р техн. наук,
С.А. Заболотний, канд. техн. наук
Вінницький національний технічний університет

Титан та його сплави в розплавленому і твердому станах при температурі 600°C і вище мають високу хімічну активність по відношенню до шкідливих домішок: кисню, азоту, водню та вуглецю. В умовах зварювального циклу це значно погіршує якість зварювання цих сплавів. Обов'язковою умовою для отримання якісного зварного шва при зварюванні титану, являється ефективний захист зварного з'єднання і не лише зварювальної ванни, а також і нагрітого до 600°C і вище основного металу та шва. Для подачі захисних газів в обумовлену вище зону необхідно розрахувати її розміри та підібрати розміри насадки для подачі аргону.

Методику моделювання розглянемо на прикладі аргонодугового зварювання пластин товщиною 2 мм з титану марки ВТ1-1. Розрахунки зводяться до визначення радіуса R , в межах якого метал нагрітий до $T=600^\circ\text{C}$. Для захисту металу, нагрітого до цієї температури, визначимо довжину насадки l та ширину сопла. Використаємо для аналітичного визначення параметрів формули, запропоновані академіком Н. Н. Рикалініним, та пакет прикладних програм кінцево-елементного аналізу.

Титан ВТ1-1, зварюється без обмежень.

Хімічний склад: Fe – до 0,25%; Ti – 99,038 - 99,7%; C – до 0,08%; O – до 0,15%; Si – до 0,12%; H – до 0,012%; N – до 0,05%.

Температура в точці на радіусі R від осі шва визначається за рівнянням

$$T - T_0 = \frac{q}{2\pi\lambda R},$$

де q – ефективна потужність дуги в кал/с;

$$q = 0,24 I_{cs} U_d \eta;$$

де I_{cs} – сила струму в А; U_d – напруга дуги в В;

η – коефіцієнт використання дуги, для відкритої дуги = 0,6 – 0,7;

λ – коефіцієнт теплопровідності; для титану = 0,04 кал/см · с.

Визначимо радіус R , в межах якого метал нагрітий до $T = 600^\circ\text{C}$:

$$R = \frac{q}{2\pi\lambda(T - T_0)} = \frac{0,24 \cdot 80 \cdot 20 \cdot 0,7}{2 \cdot 3,14 \cdot 0,04 \cdot 600} = 1,7 \text{ см} = 17 \text{ мм}$$

З цього випливає що ширина сопла $H=2R=2 \cdot 17=34$ мм.

Довжина насадки l визначається за часом охолодження шва ($t = 9$ с) до 600°C за формулою:

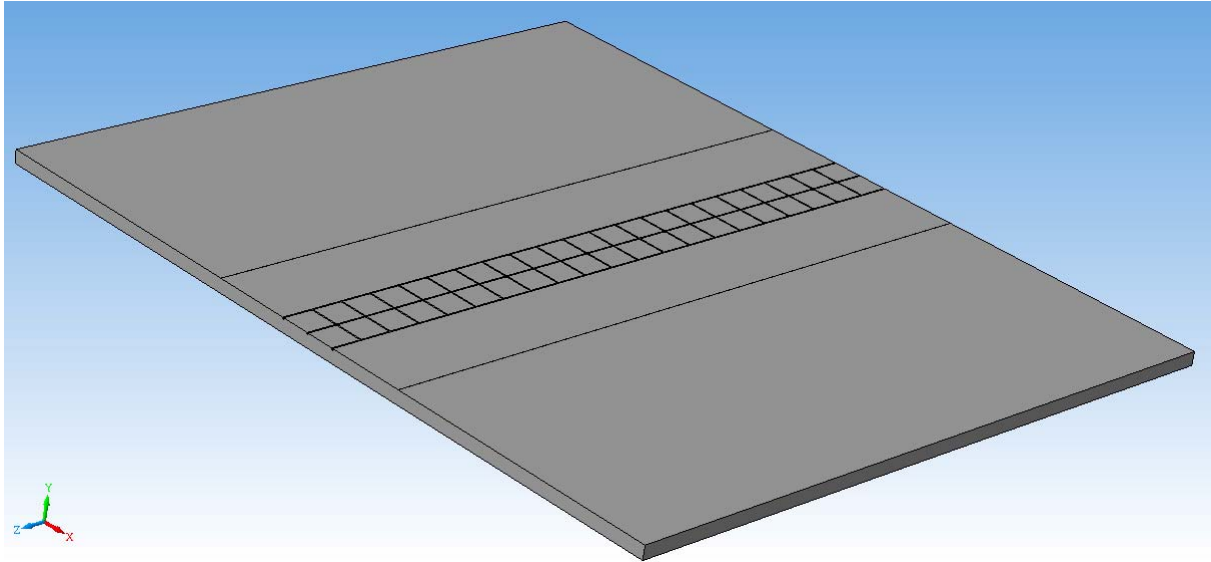
$$l = tv - R;$$

де v – швидкість зварювання в мм/с; t – час охолодження шва в с; R – радіус сопла в мм.

$$l = 9 \cdot 7,5 - 17 = 50,5 \text{ мм.}$$

Другий крок - це створення моделі зварювання в пакеті програм.

Режими зварювання: струм постійний прямої полярності, швидкість зварювання 7,5 мм/с. Інші параметри вказані вище.

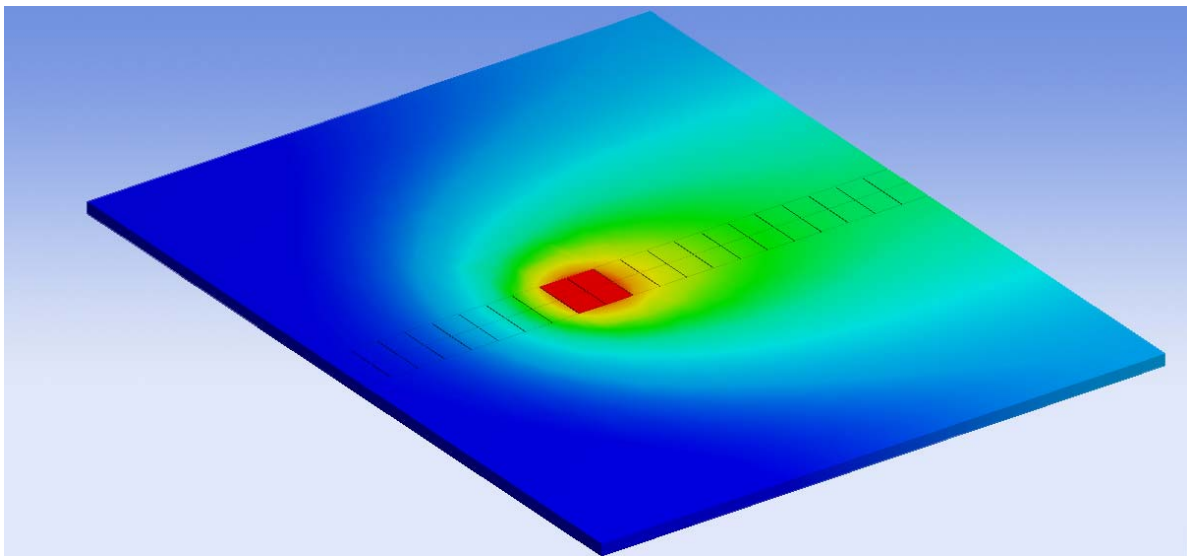


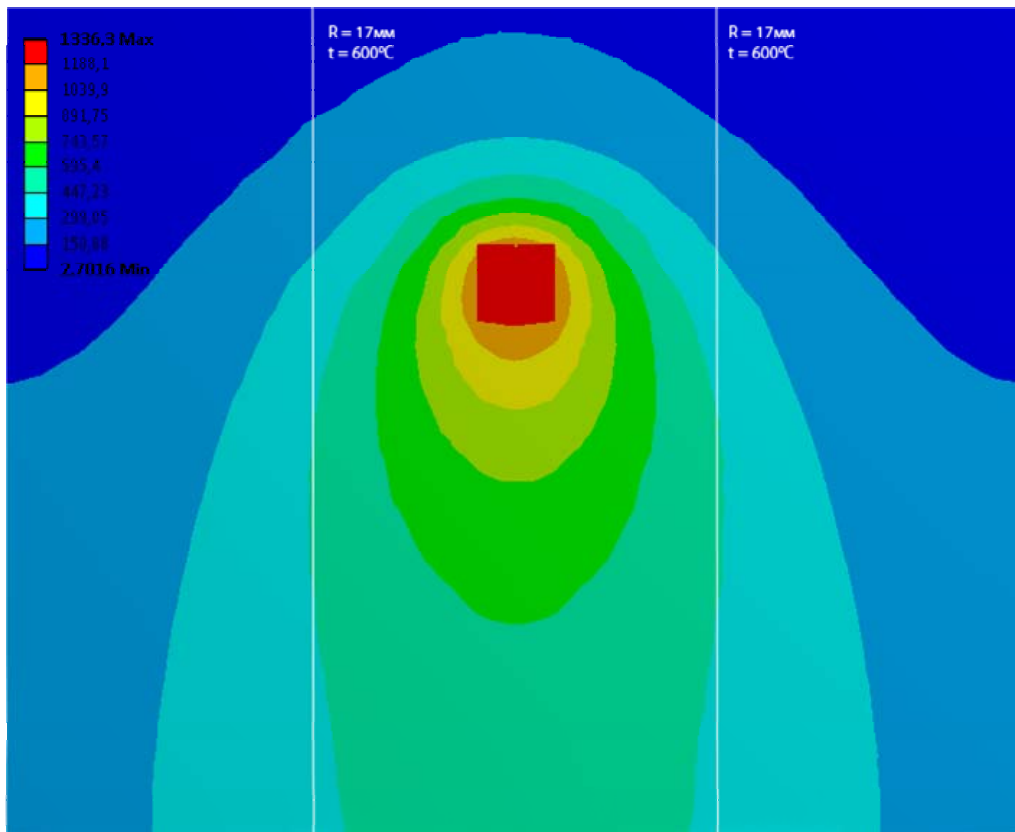
– Перший крок, це створення 3D моделі двох пластин товщиною 2мм, пристикованих одна до одної.

– Другий крок - введення параметрів матеріалу пластин.

– Третій - введення значень, відповідних за нагрівання та переміщення площини нагріву у відповідності до заданих чисел.

– Четвертий, виведення розрахунків у вигляді зображення з позначенням радіусу R та температури на ньому.





Проведені розрахунки та створена модель показали, що сопло яке надасть найвищий рівень захисту металу при зварюванні повинно мати такі розміри $H = 34\text{мм}$, $l = 50,5\text{ мм}$, розрахунок є досить точним, що підтверджує комп'ютерне моделювання процесу.

Контактна взаємодія зернини в зазорі між кожухом і витком гвинтового транспортера

В.Л. Куликівський, асп.

Житомирський національний агроекологічний університет

В процесі експлуатації і зношування геометричні параметри робочого органу змінюються в напрямку, насамперед, втрати початкової форми витка. Особливо це стосується периферійної його частини, що працює на максимальних радіусах обертання. В результаті поступово змінюється форма витка і, як наслідок, зазор між витком та кожухом гвинтового транспортера зростає.

Дослідження взаємодії зернових частинок в зазорі між кожухом і витком гвинтового транспортера з виявленням зусиль, що обумовлюють зношування робочих поверхонь, представляє самостійне наукове завдання важливе для подальшого пошуку шляхів підвищення довговічності даного робочого органу.

Для узагальнення форми зернова частинка прийнята у вигляді еліпсоїда, що найкраще відповідає більшості реальних частинок зерна. Відповідно в перерізі частинка зерна представляється еліпсом, канонічне рівняння якого в декартовій системі координат має вигляд:

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1, \quad (1)$$

де a – довжина великої півосі еліпса;

b – довжина малої півосі еліпса.

Із двох деталей робочого органу, що утворюють зазор, кожух є нерухомим, а виток гвинтового транспортера обертається навколо власної осі з кутовою швидкістю ω .

Внаслідок встановлення витків гвинтового транспортера під кутом α до осі лінійна швидкість від кутового обертання дорівнює:

$$V = \omega \cdot r, \quad (2)$$

де r – радіус точки контакту зернини з витком.

Вона може бути розкладена на дві складові згідно векторного рівняння:

$$\vec{V} = \vec{V}_e + \vec{V}_0, \quad (3)$$

де V_e – швидкість переміщення точки контакту вздовж витка;

V_0 – швидкість переміщення точки контакту в напрямку осі обертання гвинтового транспортера.

Ці переміщення призводять до виникнення сил тертя руху, що обумовлені контактною взаємодією частинки зерна в зазорі робочого органу.

Зернова частинка у зазорі в залежності від розподілу сил, що діють на неї може рухатись по-різному:

1. Перекочуватися по поверхням тертя, що належать як кожуху, так і витку гвинтового транспортера.

2. Знаходитись в защемленні поверхнею кожуха і проковзувати по поверхні витка до досягнення зусиль, що її руйнують.

3. Бути нерухомою (защемленою) відносно витка гвинтового транспортера і переміщуватися по поверхні кожуха.

На частинку зерна в зазорі коли є ступені вільності її переміщення відносно контактних поверхонь діють наступні сили: сила ваги G ; реакція поверхні кожуха R_k ; реакція поверхні витка R_g ; опір шару сусідніх частинок Q .

Ці сили в даному випадку породжують моменти обертового руху частинки при її не защемленні: момент від сили ваги M_G ; момент від реакції кожуха M_{R_k} ; момент від реакції витка M_{R_g} ; момент від опору сусідніх частинок M_Q .

Під дією цих сил і моментів рухоме переміщення зерна в зазорі, коли є ступені вільності частинки відносно поверхонь тертя як в контакті з кожухом, так і з витком гвинтового транспортера може бути описано системою рівнянь:

$$\begin{cases} \bar{G} + \bar{R}_k + \bar{R}_g + \bar{Q} = m \cdot a_0; \\ M_G + M_{R_k} + M_{R_g} + M_Q = I_0 \cdot \varepsilon, \end{cases} \quad (4)$$

де m – маса частинки зерна;

a_0 – прискорення центра маси частинки у поступовому русі;

I_0 – момент інерції частинки відносно центра маси;

ε – кутове прискорення частинки в кутовому русі відносно центра маси.

Таким чином, спочатку частинка зерна переміщується вздовж осі гвинтового транспортера виконуючи складний рух ковзання по поверхням тертя з прокручуванням навколо власного центра мас. Це може продовжуватися до виникнення умов защемлення частинки в зазорі. А такі умови складаються внаслідок зношування робочої поверхні витка, стирання переднього кута взаємодії з зерною масою і виникнення щілини захвату частинки.

Механізм взаємодії зернини в зазорі суттєво змінюється при збільшенні зазору до розмірів близьких з геометричними параметрами частинки. Якщо умови защемлення склалися, то внаслідок відсутності переміщення частинки відносно кожуха, відносна швидкість ковзання по витку збільшується, а тиск між частинкою і витком суттєво зростає, що і сприяє його інтенсивному зношуванню.

Таким чином, на рух частинки зерна в зазорі суттєво впливає наявність чи відсутність ковзання по поверхням деталей, що утворюють зазор. В свою чергу цей процес обумовлюється силами тертя, які залежать від геометрії контакту і стану контактуємих поверхонь зернини, кожуха та витка. Наявність чи відсутність ковзання, а значить і реалізація того чи іншого виду руху частинки залежить від коефіцієнтів тертя на контакті. При ковзанні сила тертя активізує зношування деталей, що утворюють зазор.

Як вказувалося раніше, більш ймовірним при зазорах близьких по величині до розмірів частинки зерна, є зупинення її ковзання при контакті з нерухомою поверхнею кожуха. У цьому випадку в русі частинки залишається або її перекочування по поверхні кожуха, або взагалі шаржування в поверхню під дією сил реакції защемлення і утримання сукупною дією сил впливу опору від сусідніх частинок зернової маси, що транспортуються. В будь-кому випадку такої взаємодії, відносно переміщення частинки по кожуху суттєво зменшується до повної відсутності, а значить і знижується інтенсивність зношування робочої внутрішньої поверхні кожуха.

З приведеного аналізу очевидна важливість виявлення границь руху зернової частинки, при яких реалізується її ковзання по поверхням контакту деталей зазору.

Вплив електроерозійної обробки на триботехнічні характеристики обробленого шару

К.В. Борак, асп.

Житомирський національний агроекологічний університет

Підвищення довговічності деталей які працюють в умовах абразивного зношування – одна з найважливіших задач сучасного машинобудування. Адже витрати зумовлені тільки наслідками абразивного зношування, становлять від 1 до 4% національного продукту. В даний час проблему підвищення довговічності деталей вирішуються створенням і застосуванням високоміцних матеріалів і сплавів, покращення конструкції машин або окремих вузлів, а також вдосконалення технологічних процесів виготовлення і зміцнення. Останнім часом для поверхневого зміцнення активно розробляється і впроваджується в промисловість електроерозійна обробка. Великий інтерес до даної технології пояснюється можливістю отримати поверхневий шар з високими триботехнічними характеристиками при низькій собівартості технологічного процесу.

Дослідженнями впливу електроерозійної обробки на властивості поверхневого шару після електроерозійної обробки займалися: Б.Р. Лазаренко В.Є. Авраменко, В.П. Александров, Ю.А. Гелер, Б.М. Золотих, М.М. Писаревський, Н.К. Фотєєв, М.О. Василенко та інші.

Електроерозійну обробку виконували на установці 01.10.016А. В якості робочої рідини використовували дистильовану воду, електрод-інструмент виготовлений з чавуну. Дослідження проводили на зразках сталі 45, 65Г та Х12.

В сталях які досліджувались твердість поверхневих шарів суттєво підвищується в порівнянні з твердістю основи це пояснюється високою швидкістю охолодження розплавленого металу поверхні. Швидкістю охолодження на поверхні перевищує 200°С/с. При такій швидкості охолодження утворюється пересичений твердий розчин вуглецю в α -залізі (мартенсит), який володіє високою твердістю.

В результаті досліджень з'ясовано, що при електроерозійній обробці мікротвердість поверхневого шару сталі Х12 підвищується до 12...12,8 ГПа, сталі 65Г – до 10,5...11,2 ГПа, сталі 45 – до 7,3...8,2 ГПа. Така твердість поверхні унеможливорює процеси мікрорізання (в нормальних умовах експлуатації) при абразивному зношуванні робочих органів ґрунтообробних знарядь.

Максимальна величина мікротвердості розміщена на поверхні і зменшується несуттєво в зоні розплавлення металу. Це пояснюється зменшенням швидкістю охолодження в більш глибоких шарах обробки. В зоні термічного впливу мікротвердість змінюється більш явно, це пов'язано зі зменшенням швидкості охолодження, а також з невисокою температурою нагріву металу в зоні термічного впливу. Крім цього мікротвердість обробленої зони залежить і від хімічного складу досліджуваних сталей.

Зміни хімічного складу в результаті електроерозійної обробки підвищує її зносостійкість, адже в результаті обробки поверхневий шар насичується хромом, нікелем, кремнієм та марганцем.

В результаті електроерозійної обробки сталі 65Г утворюється поверхневий шар з дрібногольчастою мартенситною структурою.

Найбільш раціональним режимом електроерозійної обробки є: сила струму 400-450А, температура робочого середовища 20-60 °С, напруга 45 В.

Удосконалення технології ремонту автомобільних двигунів підвищенням якості гільз циліндрів

О.В. Гриневич *магістр.*, **С.М. Герук** *доц., канд. техн. наук*
Житомирський національний агроекологічний університет

Довговічність автомобільного двигуна, стабільність його робочих характеристик і економічність при експлуатації в значній мірі залежать від терміну служби і стану гільз циліндрів. Знос пари тертя гільза циліндра – поршневе кільце виявляється в складному різноманітті форм і залежить від великої кількості факторів, що одночасно діють.

При експлуатації автомобіля виникає необхідність підвищення зносостійкості і антифрикційних якостей робочої поверхні гільз за рахунок методів зміцнення і відновлення працездатності деталі, використовуючи їх технологічність при ремонті.

В роботі досліджено зміну механічних властивостей гільз циліндрів двигунів ЯМЗ-238 і КамАЗ-740 після проведення термомеханічного зміцнення. Отримано оптимальні параметри термомеханічного зміцнення гільз циліндрів

Виходячи із завдань даної роботи, для дослідження був вибраний спеціальний легований чавун, який, згідно нормативно-технічній документації, в даний час використовується в промисловості для виготовлення гільз циліндрів двигунів ЯМЗ і КамАЗ.

Для визначення ефективності пропонованої технології зміцнення внутрішньої поверхні гільз в порівнянні з нині вживаною цей матеріал був прийнятий і як контрольний, і як досліджуваний. При проведенні всіх випробувань і досліджень як контрольні використовувалися зразки, виготовлені з серійних гільз двигунів ЯМЗ і КамАЗ, зміцнених стандартним промисловим гартуванням СВЧ.

Для проведення експерименту була використана частина технологічного процесу, вживана при виготовленні кілець шарикопідшипників.

Використовувані чавунні заготовки перед деформацією нагрівалися протягом 8-10 хв в прямоочній газовій печі. Температура реєструвалася пірометром “Промінь”. Інтервал часу між нагрівом в печі і деформацією на РМ-300 складав 4-7 с. Зусилля деформації складало 5-6 кН.

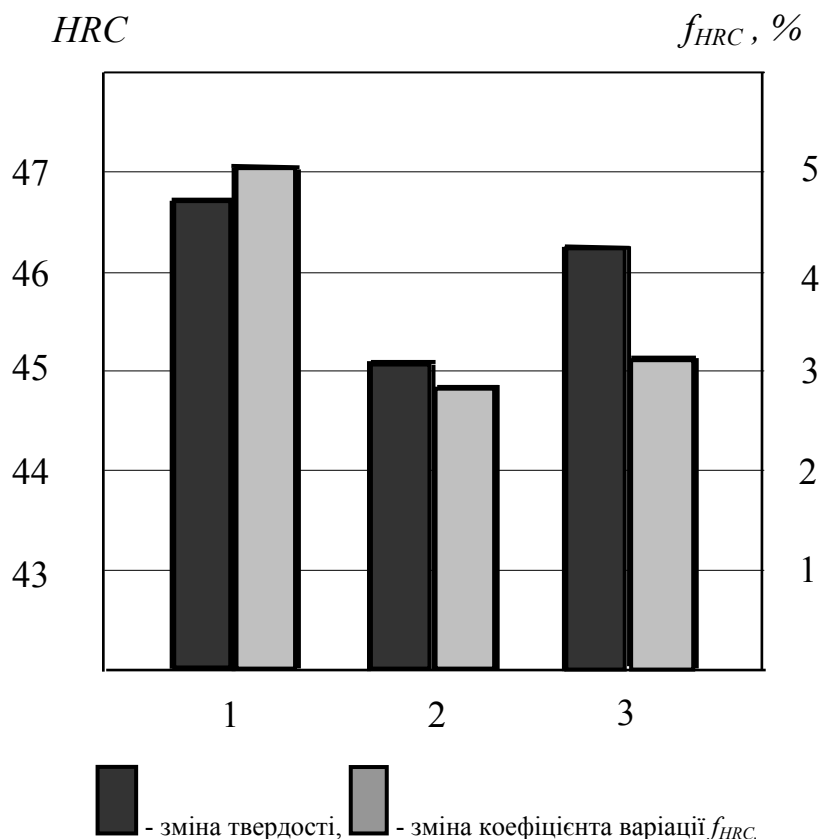
Інтервал часу між деформацією заготовок і зануренням їх в гартівну ванну складав 5-10 с, що було необхідне для швидкої фіксації деформованого стану аустеніту і максимального переходу його в мартенсит, а також виключення можливості початку і (або) розвитку процесів рекристалізації.

Потім із зміцнених циліндрових деталей на фрезерному верстаті вирізали колодочки по розмірах, необхідних для установки на машину тертя. Ступінь деформації заготовок оцінювався по величині зміни внутрішнього діаметру

Результати досліджень механічних властивостей показують, що твердість поверхневого шару зразків, підданих термомеханічному зміцненню, знаходиться в межах 42-50 HRC (рис. 1), що відповідає технічним умовам на виготовлення гільз циліндрів двигунів ЯМЗ і КамАЗ. Крім того, при приблизно однаковій твердості (одного порядку) для всіх варіантів термомеханічного зміцнення спостерігається значне підвищення (у 2,0 – 3,6) рази параметра пластичності в порівнянні із зразками із промислових гільз, загартованих СВЧ.

Виконані розрахунки дають можливість прогнозувати збільшення середнього ресурсу двигуна до першого капітального ремонту і в міжремонтні періоди в результаті

термомеханічного зміцнення матеріалу гільзи циліндра і застосування для її відновлення методу ремонтних розмірів до 400 тис. км, що дозволить виконати відповідні вимоги нормативних документів



1 – Стандартне гартування СВЧ, 2 – Термомеханічне зміцнення: $T_{деф}=870^{\circ}\text{C}$, $\lambda=17\%$, $T_{отп}=200^{\circ}\text{C}$, 3 – Термомеханічне зміцнення: $T_{деф}=830^{\circ}\text{C}$, $\lambda=21\%$, $T_{отп}=200^{\circ}\text{C}$

Рисунок 1 – Зміна стабільності твердості матеріалу після різних варіантів зміцнюючих технологій

Річний економічний ефект при вдосконаленні технології ремонту двигунів ЯМЗ-238 і КамАЗ-740 від підвищення якості гільз циліндрів (комплекту із 8-ми штук як деталей другої групи і деталей третьої групи, що не ремонтуються) складе в порівнянні з базовим варіантом для двигуна ЯМЗ-238 – 364,39 грн., для двигуна КамАЗ-740 – 461,55 грн. При цьому економічний ефект від виробництва і використання як запасних частин таких гільз за амортизаційний період експлуатації двигунів складе відповідно 1325,05 і 1678,36 грн.

Автоматизована система кількісної оцінки стану складних просторових поверхонь

Р.І. Радкевич, магістр., В.М. Савченко, канд. техн. наук
Житомирський національний агроекологічний університет

Тваринництво займає провідне місце у сільському господарстві України, а його продукція є джерелом для харчової та переробної промисловості. Ступінь виробництва продукції тваринництва в значній мірі залежить від рівня механізації і автоматизації процесів на фермах та підприємствах з переробки сільськогосподарської продукції.

Одним із шляхів підвищення ефективності робіт у тваринництві є зменшення енергетичних затрат та покращення якості продукції, а також зниження трудомісткості робіт з ТО машин для догляду за тваринами.

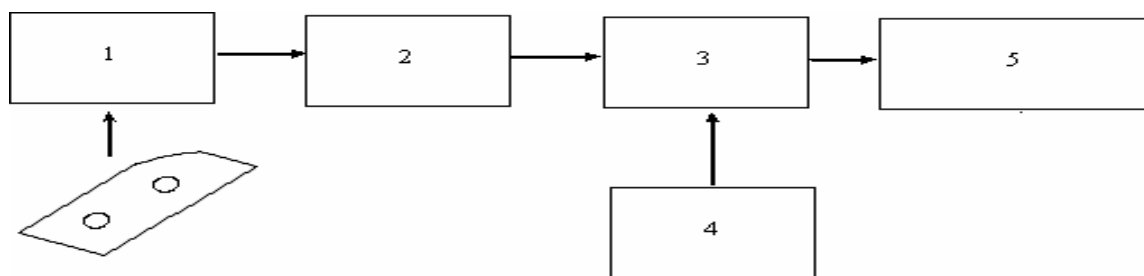
Комплексний підхід на основі структурного аналізу стану складних просторових поверхонь з урахуванням їх конструктивних особливостей, відкриває нові перспективи у підвищенні ефективності робіт у тваринництві. Це робить проведення досліджень у даному напрямку досить актуальним.

Метою даної роботи є розроблення автоматизованої системи кількісної оцінки стану складних просторових поверхонь на основі досліджень молоткових робочих органів кормодробарок.

Процес подрібнення відбувається за рахунок багатократного удару молотків по зернам злакових культур. Його виконання в деякій мірі залежить від конструктивних особливостей кормодробарок, але спільним для них є наявність в якості основного робочого органу - подрібнювального ротора з молотками, які відрізняються різною формою і розмірами.

Практикою експлуатації встановлена недостатня довговічність пластинчастих молотків, які інтенсивно зношуються при взаємодії з зерною масою.

Для проведення досліджень підготовлюються партії серійних молотків в кількості 80 шт. Дослідження проводяться з молотками кормодробарок в реальних умовах експлуатації без зайвого впливу на технологічний процес подрібнення. При цьому були сформульовані етапи стану молотків на основі обробки вимірювальної інформації



1 – пристрій програмування цифрових відео зображень; 2 – інтерфейс вводу даних у комп'ютер; 3 – комп'ютер для обробки інформації; 4 – програмне забезпечення; 5 – отримані результати геометрії складної просторової поверхні

Рисунок 1 – Структурна схема автоматизованої системи для вимірювань

Для оцінки зміни геометрії молотків при їх спрацюванні розроблений оригінальний метод сканування поверхні і обробки результатів на ЕОМ.

Автоматизована система складається з апаратних засобів і відповідного програмного забезпечення, що має наступні основні характеристики.

Основні характеристики автоматизованої системи для вимірювання.

- Розмір цифрового відеозображення 2272 x 1704 дискретні точки;

- Формат цифрового відеозображення – растрова графіка, стиснута за методом JPEG;

- Похибка визначення координат точок контуру ± 1 дискретна точка або $\pm 0,1$ мм (для випадку, коли розмір деталі, розташованої в кадрі відеозображення складає не менше 200 мм);

- Похибка визначення кута нахилу дотичної до контуру деталі складає не більше $\pm 1,5^\circ$.

Відеозображення молоткового робочого органу, яке отримується за допомогою цифрового фотоапарату) обробляється вимірювально цифровим комплексом. В результаті вимірювань геометричних величин, з відеозображень фіксуються значення координат точок контуру деталі.

Знімаючи профілі через інтервал наробітку ΔQ , визначається динаміка зношення молотків з поступовою зміною зазначених геометричних параметрів від наробітку а також характерні ділянки робочої поверхні спрацювання серійного молотка .

Співставляючи отримані результати зношення і зміни геометрії молотків з якістю помелу зоотехнічними вимогами на приготування кормів, встановлюються граничні значення зносу і вибракувальні параметри молотків.

Якість помелу та енергетичні показники роботи дробарки оцінюються згідно загальноприйнятих методик (у відповідності до ГОСТ 13496.8-72)[1].

Експериментальні дослідження динаміки зношування профілю молотка, як в плані так і в перерізі по трьом характерним ділянкам взаємодії з зерною масою показали, що залежність зміни кутів атаки від довжини робочої частини носять нелінійний характер.

Список літератури

1. Комбикорма. Методы определения крупности размола и содержания неразмолотых семян культурных и дикорастущих растений ГОСТ 13496.8-72 – [введ. 1973-01-01]. – М.: Издательство стандартов, 1974– 68с

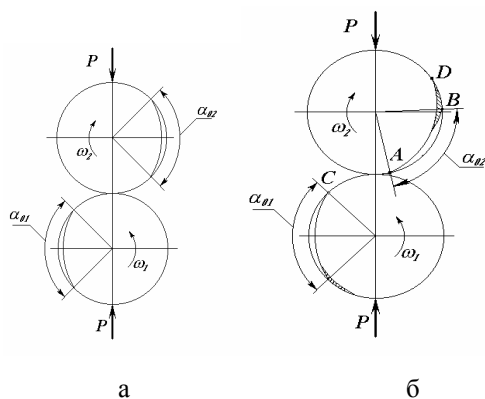
Компенсация неточности колец уплотнений турбокомпрессоров электрохимико-механическим способом

Д.В. Лысокобылко, ст., Т.Н. Замота, доц., канд. техн. наук
Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля

Анализ работы показывает, что изыскание путей интенсификации процессов приработки происходит в основном в трех направлениях: конструктивном, технологическом и эксплуатационном. В условиях ремонтного производства повышение качества приработки деталей достигается, в основном, за счет улучшения обкатки.

В производстве отбраковывается около 7% уплотнительных колец. В лаборатории ремонта турбокомпрессоров (г. Луганск) при годовой программе 1000 ТКР отбраковывается 140 уплотнительных колец. Лаборатория теряет 520 грн. в год из-за этих дефектов. Поэтому необходимо найти возможность улучшения уплотняющих колец турбокомпрессоров, поступающих на ремонтное предприятие, электрохимико-механической доводкой.

Процесс предремонтной доводки уплотняющих колец турбокомпрессора протекает при совместном механическом и электрохимическом взаимодействии трущихся поверхностей и его характер в значительной степени определяется видами смазки и силой тока (количеством электричества протекающего через доводимые кольца). Для изучения этого процесса необходимо определить условия трения в доводимой паре кольцо по кольцу и также распределения тока при различных условиях смазки. Схема приработки колец имеющая первоначальные просветы показана на рис. 1.



а)общая; б) с указанием зон приработочных износов

Рисунок 1 – Схема доводки колец

Когда кольца взаимодействуют друг с другом беспросветными участками (рис.1), то условия смазки могут быть определены по критерию Зоммерфельда. Если принять $S_m = 10^{-5}$ соответствует переходному режиму трения, то нетрудно установить изменение видов смазки при перемещении кольца относительно другого. Вероятнее всего, смазка будет изменяться от граничной до гидродинамической, сила тока проходящего через кольца, зависит от условий смазки.

В случае, показанном на рис. 1,б. при дальнейшем вращении колец из-за инерционности системы, между кольцами появится пленка электролита и преобладающим будет электрохимический фактор изнашивания. При подходе в зону контакта в точку В, контактное давление будет больше нуля и больше средних значений этой пары, из-за опускания верхнего кольца на нижнее. Зоны доводочных износов должны располагаться в местах, показанных штриховой линией.

Кроме этого, ускорение электрохимического процесса, именно в этих зонах, будет происходить из-за механического активирования трущихся поверхностей.

Площадь начального просвета можно рассчитать по формуле 1 :

$$S_{np} = \int_{\varphi_0}^{\pi-\varphi_0} (\sqrt{R_1^2 + L^2 (\sin^2 \varphi - 1)} + L \sin \varphi - R_2) d\varphi \quad (1)$$

где S_{np} - площадь начального просвета; φ_0 – угол начала просвета; φ - угол поворота;

R_1 – радиус гильзы цилиндра; R_2 – радиус кольца вместе просвета ($R_2 > R_1$);

L – величина смещения центра окружности радиусом R_2 от центра окружности с радиусом R_1 .

В каждом конкретном случае решить эту задачу можно с помощью теоремы Симпсона. Для этого необходимо знать дугу просвета α_0 , максимальный зазор δ_{max} и радиус гильзы цилиндра R_1 , которые могут быть определены путем прямого измерения. Согласно гидродинамической теории смазки находится толщина пленки, разделяющей кольцо и гильзу.

Зная толщину разделительных пленок, можем рассчитать скорость анодного растворения при электрохимическом процессе. На поверхности кольца можно выделить следующие характерные участки: 1) АВ, 2) АС и ВD. На первом участке (в месте просвета) при ЭХМП(Д) происходит только процесс анодного растворения, на вторых – периодически чередуются акты механического активирования и анодного растворения. Приработка кольца окончится, когда максимальный просвет δ_{max} уменьшится до нуля. При равенстве скоростей съема хрома на участках АС и ВD ($V_{d1} = V_{d2}$) это может произойти, когда снимется припуск не менее δ_{max} . Очевидно, что при больших значениях δ_{max} приработка будет сопряжена с повышенными износами при ЭХМП(Д). Снижение прирабочного износа возможно за счет увеличения скорости съема хрома на участке механического активирования (V_{d1}) по отношению к скорости съема хрома в зоне просвета, где активирование поверхности отсутствует (V_{d2}). Для упрощения примем, что скорость выравнивания погрешности V_{max} определяется разностью

$$\frac{d\delta_{max}}{dt} = V_{d1} - V_a, \quad (2)$$

где V_{d1} и V_a – соответственно скорости съема хрома на участке механического активирования и анодного растворения.

Исследования особенности приработки уплотняющих колец турбокомпрессора проводимось по схеме кольцо по кольцу в электролите, содержащем раствор NaCl. Кольца закреплялись в специальных оправках и устанавливались на валах машины трения СМЦ-2. Через оправки на кольца подавался ток.

Предварительно кольцо устанавливалось в маслосодержащей шайбе турбокомпрессора, номинального диаметра, в сжатое кольцо маслосодержащей шайбе подводилось к опорной шайбе оправке установленной на валу машины СМЦ-2. Диаметр выступа опорной шайбы оправки равнялся внутреннему диаметру кольца турбокомпрессора, кольца в оправке фиксировались за счет сжатия шайбы и опорной

шайбы стяжной гайкой на валу. Затем маслoderжащая шайба отводилась назад и тем самым освобождалась. В закрепленной оправке радиальное биение кольца контролировалось индикаторной головкой с точностью до 0,01 мм. Ток подводился к вращающимся кольцам.

Сила тока в цепи регулировалась с помощью лабораторного трансформатора (ЛАТРа), токовые параметры контролировались: напряжение прибором Щ-4313, сила тока – амперметром Э-514 класса 0,5.

Износы колец определялись на аналитических весах WA-31 с точностью измерения 0,1 мг. Нагрузка на пару колец- 10 Н. Изменение шероховатости поверхностей колец устанавливалось с помощью профилограмм снятым на профилографе - профилометре модели 201 завода «Калибр».

При исследовании совместной доводки уплотняющих колец турбокомпрессора кольца вращались с проскальзыванием. Проскальзывание колец обеспечивалось сменными шестернями поворотной бабки машины трения СМЦ-2, во всех опытах оно было одинаково – 20%.

Чередование граничного и гидродинамического режима смазки осуществлялось за счет биения нижнего кольца, которая устанавливалась в пределах 0,08-0,12 мм. Частота вращения нижнего вала была 300 мин⁻¹. Электролит подавался самотеком на верхнее кольцо.

Время опыта – 30 секунд. Кольца до и после опыта проверялись на просвет в маслоотражающей шайбе турбокомпрессора аналогичной методике ГОСТ 621-87. Откликами процесса было выбрано уменьшение дуги просвета и величины радиального зазора. Нахождение практических величин радиальных зазоров проводилось с помощью микроскопа МИГ-1 с ценой деления 0,01 мкм по методике с некоторыми изменениями, учитывающими особенности измерения просвета относительно ГОСТ 621-87. Зона контакта кольца с калибром освещалась источником света мощностью 25 Вт, расположенном на расстоянии 100 м, место просвета определялось и его величина измерялась под микроскопом при увеличении 56×. В поле зрения находилась проградуированная шкала, измерялась дуга просвета и ее границы в зонах начала и конца просвета и в местах максимального просвета. Определялся угол неприлеглости колец к стенкам цилиндра маслоотражающей шайбы.

В результате проведенных исследований были сделаны следующие выводы:

1. ЭХМД позволяет доводить уплотнительные кольца турбокомпрессора по схеме кольцо по кольцу с 95% вероятностью.

2. Доводимые износы уплотнительных колец турбокомпрессора ТКР-11 находятся в пределах 4-12 мг.

3. Увеличение зазоров в замке не превышало 0,08 мм и величина зазора находилась в пределах технических условий.

Список литературы

1. Мухин Е.М., Столяров И.И. Практика и испытание автомобильных двигателей. – М.: Транспорт, 1981. – 62 с.
2. Семенов В.С. Режим смазки пары трения поршневое кольцо- цилиндровая втулка ДВС //Двигателестроение. – 1991. № 10-11.- С. 19-23.
3. Замота Т.Н. Оптимизация технологических факторов электрохимико -механической приработки (доводки) боковых поверхностей поршневых колец в соединениях гильза – кольцо при ремонте тракторных и комбайновых двигателей. – Дисс. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. – Луганск. 2001. – 205 с.
4. Выгодский М.Я. Справочник по высшей математике. – М.: Наука, 1964.– 872 с.
5. Петров Ю.Н., Корчагин Г.Н., Зайдман Г.Н., Саушкин Б.Г. Основы повышения точности электрохимического формообразования. – Кишинев, 1977. – 152 с.

Экспериментальное исследование эффективности теплообменника теплового аккумулятора для утилизации теплоты отработавших газов

В.А. Пыхтя, ас., В.В. Пуха, ст. гр. АТ-472
*Восточноукраинский национальный университет
имени Владимира Даля, г. Луганск*

Применение теплового аккумулятора (ТА) для предпусковой тепловой подготовки двигателя, повышает надёжность автомобиля. После стоянки транспортного средства на открытой площадке длительностью до 24 часов и температуре окружающей среды минус 20 °С ТА обладает рядом преимуществ над предпусковыми жидкостными бензиновыми и дизельными подогревателями [1]. Создание ТА фазового перехода немыслимо без разработки теоретических основ аккумулирования теплоты отработавших газов (ОГ), а также сохранения теплоты охлаждающей жидкости (ОЖ) двигателей транспортных средств. Вопросу сохранения бросовой теплоты ОЖ уделено должное внимание [1, 2], но недостаточно изучены конструкции и параметры теплообменников отработавших газов.

На основании конструкции ТА [3] разработан и сконструирован теплообменник для утилизации теплоты отработавших газов, с помощью теплоаккумулирующего материала (ТАМ) фазового перехода. Температура фазового перехода ТАМ (твёрдая-жидкая) 416 К. Отбор ОГ осуществлялся от двигателя М-412, с пробегом после капитального ремонта 20000 км. В первом случае через переходник в выпускном коллекторе от 1 и 4 цилиндров, а во втором – переходник приваренный к трубе приёмной («штаны») от 2 и 3 цилиндров (рис. 1).

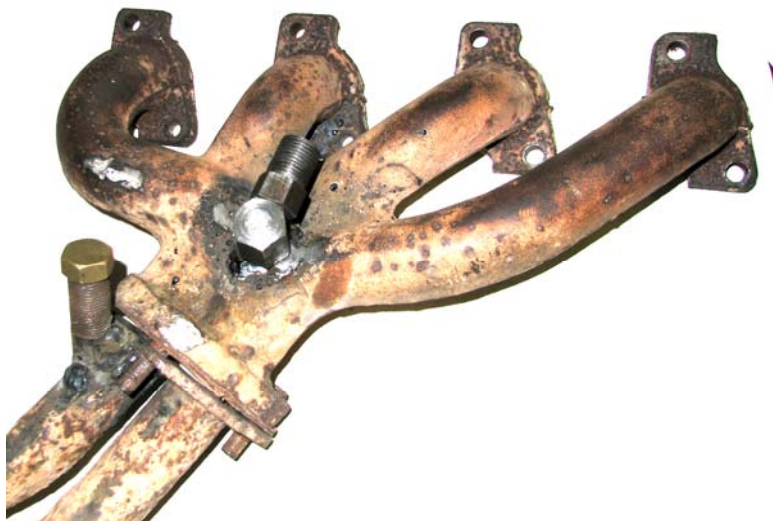
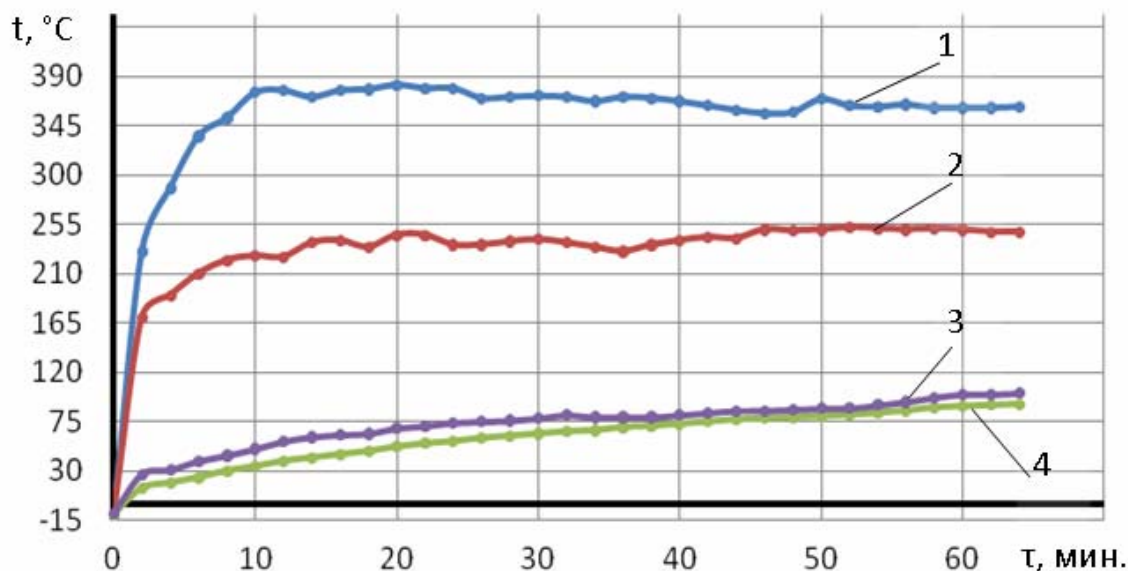


Рисунок 1 – Участки отбора отработавших газов в теплообменник теплового аккумулятора

В первом и втором случаях соединение с впускным отверстием в теплообменника ОГ ТА осуществлялось через теплоизолированный металлорукав длиной 0,5 м и внутренним диаметром 12,7 мм ($\frac{1}{2}$ "), при этом выпускное отверстие соединялось с атмосферой. Эксперимент проводился при частоте вращения коленчатого вала $n=1500$ об/мин. Для измерения изменения температуры

использовались четыре тарированные хромель-копелевые термопары. Исследование проводилось в течение 60 минут.

В результате проведения эксперимента получены результаты изменения температуры ОГ и ТАМа, а для случая отбора ОГ от переходника вваренного в трубу приёмную, соединяющего выпускные каналы 2 и 3 цилиндров представлены на рис. 2.



1 – температура ОГ на входе в металорукав; 2 – температура ОГ на выходе из металорукава (вход в теплообменник); 3 – температура ОГ на выходе из теплообменника; 4 – температура ТАМа в центре капсулы ТА

Рисунок 2 – Результаты изменения температуры отработавших газов и ТАМа в теплообменнике теплового аккумулятора

Анализ результатов показал, что конечная температура ТАМа через 60 минут прогрева отработавшими газами в первом и втором случаях отличается на 5°C и составила 95 °C и 90 °C соответственно, но сложность соединения теплообменника с выпускным коллектором более высокая чем к приёмной трубе выпускной системы двигателя. Необходимая температура ТАМа должна быть не менее 200 °C через 60 минут работы двигателя, что не соответствует действительности.

Таким образом разработанная конструкция теплообменника теплового аккумулятора для утилизации теплоты отработавших газов не является эффективной. Необходимо увеличить расход отработавших газов путём увеличения проходного сечения каналов теплообменника, а также металорукава и переходника вваренного в трубопровод выпускной системы двигателя.

Список літератури

1. Куликов Ю.А., Быкадоров В.В., Котнов А.С., Ажиппо А.Г., Грибиниченко М.В., Гончаров А.В., Томачинский Ю.Н., Пыхтя В.А., Верховодов А.А. (под ред. доктора техн. наук, проф. Куликова Ю.А.) Теплоэнергетические системы транспортных машин. – Луганск: Издательство «Елтон-2», 2009. – 365 с.
2. Лахно В.А., Акумулявання теплової енергії на транспорті: Монограф. - Луганськ: Вид-во СНУ ім. В. Даля, 2003. – 164 с.
3. Тепловий акумулятор. Ю.А. Куліков, В.О. Пихтя, А.О. Галатов. Деклараційний патент на корисну модель. МПК (2006) F02N 17/00, F24H 7/00, № 31104 опубл. 25.03.2008. бюл. №6.

Модель зношування наконечників струмопідвідних мундштуків

В.В. Завгородній., ст. викл.,
Е.Е. Косткевич, ст. гр. ЗВ 07-1,
О.О. Абрамов, доц., канд. техн. наук
Хмельницький національний університет

У процесі механізованого зварювання в середовищі вуглекислого газу та його сумішах з аргоном у зварювальних пальниках має місце інтенсивний знос струмопідвідних наконечників. Згідно з літературними даними знос цих деталей відбувається, в основному, шляхом їх механічного стирання зварювальним дротом а також електроерозійного руйнування. Для визначення і порівняння зносостійкості наконечників, виготовлених з різних матеріалів, проводиться значна кількість лабораторних і виробничих досліджень.

У даній роботі запропонована модель для розрахунку інтенсивності загального зношування отворів наконечників струмопідвідних мундштуків з міді М1 у залежності від кількості витраченого електродного дроту при зварюванні. Основою побудови даній моделі служать результати визначення механічної складової зносу наконечників лабораторними випробуваннями за схемою «диск-площина» і універсальне рівняння моделі зношування, яке запропоновано проф. Кузьменко А.Г.:

$$\frac{du_w}{ds} = k_w \sigma^m (s) \quad (1)$$

де u_w – знос випробовуваного матеріалу; s – шлях тертя; k_w, m – параметри моделі зношування; σ – контактний тиск.

Після отримання результатів механічної складової зносу наконечників розрахунки моделі можуть проводитися за двома методами на базі наступних початкових умов:

- метод 1 – початкова площадка контакту пари контактуючих матеріалів (зразок - контртіло дискової форми) є точковою (нульова площадка контакту);
- метод 2 – початкова площадка контакту пари тих же контактуючих матеріалів за своїми розмірами дорівнює площадці, характерної для початку сталого зносу (ненульова площадка контакту).

Складання моделі зношування у разі початкової площадки контакту в точці починається з того, що виміряні значення довжини (a_e) і ширини b_e кожної з еліптичних канавок зносу, що утворюються при зношуванні на поверхні зразків приводяться до радіусу еквівалентної кругової площадки контакту за формулою:

$$a = \left(\frac{a_e}{2} \cdot \frac{b_e}{2} \right)^{0,5} \quad (2)$$

Потім, на основі декількох значень радіусу еквівалентної кругової площадки контакту, отриманих під час лабораторних випробувань при різних шляхах тертя, знаходиться математична залежність між цими параметрами у вигляді степеневій функції:

$$a(s) = cs^\beta, \quad (3)$$

де c і β – параметри апроксимації. Параметр c визначається за величиною радіуса еквівалентної кругової площадки контакту a_1 (у початковій точці 1), параметр β – за двома значеннями радіусів a_1 і a_2 , які показують знос матеріалу на шляху тертя s_1 і s_2 .

Для розрахунку параметрів c і β використовуються формули:

$$c = \frac{a_1}{s_1^\beta}; \quad (4)$$

$$\beta = \frac{\lg a_1 / a_2}{\lg s_1 / s_2}. \quad (5)$$

Знайдені значення параметрів c і β дозволяють визначити параметри m і k_w моделі зношування (1) за формулами (6) і (7):

$$m = \frac{1 - 2\beta}{2\beta}; \quad (6)$$

$$k_w = \frac{c^{2+2m} \cdot \beta}{R_{II}^\bullet (Q/\pi)^m}; \quad (7)$$

де R_{II}^\bullet – приведений радіус умовної сфери, мм, значення якого розраховується на основі схеми лабораторних випробувань на знос; Q – сила притискання контртіла до випробовуваного матеріалу, Н.

При складанні моделі зношування за методом з ненульовою початковою площиною контакту параметри апроксимації c і β знаходяться за формулами (4) і (5), параметр моделі зношування m з рівняння (8), параметр k_w з рівняння (9):

$$\frac{a_1^{2m+2} - a_0^{2m+2}}{a_2^{2m+2} - a_0^{2m+2}} = \frac{s_1}{s_2}; \quad (8)$$

$$k_w = \frac{a_1^{2m+2} - a_0^{2m+2}}{R_{II}^\bullet (2m + 2)(Q/\pi)^m s_1} \quad (9)$$

У рівняннях (8) і (9) величина a_0 є радіусом еквівалентної кругової площадки контакту і визначається на дослідних зразках у момент початку сталого зносу.

У даній роботі розраховані параметри апроксимації і параметри моделі для механічного зношування наконечників з міді марки М1 на основі результатів, отриманих при їх випробуванні на знос в лабораторії університету за схемою випробування «диск-площина», при навантаженні від 0,8 до 12 Н на шляху тертя 55, 275 і 1104 м. У якості контртіла застосовувався дисковий ролик з міді М1 з ребордою.

Радіус ролика по реборді R_1 складав 25 мм, радіус заокруглення її контактної поверхні R_2 0,6 мм.

Результати виконаних розрахунків параметрів апроксимації і моделей зношування наконечників при дії на них тільки механічної складової загального зносу представлені в таблиці 1.

Таблиця 1 – Значення параметрів апроксимації і моделі зношування наконечників з міді М1 при їх випробуванні на знос дисковим роликом з того ж матеріалу

Сила притискання наконечників до ролика, Н	Параметри апроксимації експериментальної залежності		Параметри моделі зношування з нульовою початковою плошадкою контакту		Параметри моделі зношування с ненульовою початковою плошадкою контакту	
	c	β	m	$k_w \cdot 10^{-8}$, (мм ² /Н)	m	$k_w \cdot 10^{-8}$, (мм ² /Н)
0,8	0,127	0,144	2,472	65,4	2,65	62,5
2,4	0,168	0,133	2,759	10,8	2,77	8,7
4,8	0,236	0,117	3,274	3,3	3,24	2,6
7,2	0,300	0,106	3,717	1,5	3,64	1,2
9,6	0,341	0,103	3,854	1,0	3,47	1,0
12,0	0,400	0,096	4,208	0,6	3,60	0,7

Для складання моделі зношування наконечників, що враховує, крім механічної складової зносу, одночасний вплив на них також електроерозії, нагрівання наконечників, ослаблення притискання дроту до їх поверхні і т.п.), на виробничому підприємстві проведені експлуатаційні випробування. Зварюванню проводилося в суміші 80% аргону і 20 % вуглекислого газу обмідненим зварювальним дротом марки Св-08Г2С. Величина зносу отвору наконечника вимірювалася після проходження 0,5; 1,0; 1,5; 2,0 і 2,5 годин практично безперервної роботи зварника (за цей час кількість пройденого через наконечник дроту склала відповідно 143, 286, 429, 572, 715 і 1890 метрів).

Після відпрацювання всі наконечники були розпиляні уздовж поздовжньої осі для встановлення форми отворів і вимірювання їх геометричних розмірів.

У кожному наконечнику вимірювалися початковий діаметр отвору, діаметр отвору на торці і висота усіченого конуса на зношеній частини. Обчислені площі бічної поверхні усічених конусів (плошадка зносу), величина притискної сили Q_i^I зварювального дроту до окремих ділянок отвору наконечників, величина середнього значення цієї сили Q_i^{cp} , її залежність від шляху тертя, величини контактної тиску дроту на поверхні їх отворів.

Перераховані значення параметрів β, c, m, k_w , приведених в табл. 1, за притискною силою Q^{cp} для наконечників і шляху тертя як для моделей зношування з початковою плошадкою контакту в точці, так і для моделей зношування з ненульовою початковою плошадкою контакту..

Величини поверхонь зносу наконечників, які отримані розрахунком за моделями зношування з нульовою F_n і ненульовою F_{ne} площадками контакту, відрізняються від значень поверхонь зносу F_{σ_k} наконечників, виміряних нами при механізованому зварюванні на підприємстві в середньому відповідно в 2,6 і в 2,8 рази.

Для усунення вищезгаданих недоліків моделей зносу наконечників, складених на основі лабораторних випробувань, і узгодження отриманих по них результатів з результатами зносу наконечників при зварюванні, в даній роботі запропоновано використовувати поправочний множник. Для моделі зношування з нульовою початковою площадкою контакту в точці і моделі зношування з ненульовою початковою площадкою контакту значення цього множника розраховувалися за наступними формулами:

$$M_n = F_{\sigma_k} / F_n; \quad (10)$$

$$M_{ne} = F_{\sigma_k} / F_{ne}. \quad (11)$$

Розраховано середнє значення $M_{сер} = (M_n + M_{ne})/2$. Апроксимацією отриманих результатів установлена залежність $M_{сер} = 1,4035 \exp(0,0008S)$.

Використання поправочного множника зробило необхідним заміну параметра k_w в рівнянні (1) на параметр k'_w . Тому рівняння для розрахунку загального зносу наконечників, виготовлених з міді М1, в умовах механізованого зварювального процесу прийняло наступний вигляд:

$$\frac{du_w}{ds} = k'_w(s) \sigma^{m(s)}(s), \quad (12)$$

де $k'_w = k_w \cdot M_{сер}$.

Вплив швидкісного фактора на зносостійкість трибосистем граничного тертя

Т.В. Гедзюк, асп.,
Ф.С. Анічкін, ст. гр. ТВМм 06-1,
О.В. Диха, проф., д-р техн. наук
Хмельницький національний університет

1. Постановка задачі. Швидкість ковзання визначає тривалість існування одиничного фрикційного зв'язку і, відповідно, швидкість деформування матеріалів. З цієї причини на тертя та зношування впливає в'язкість фрикційного контакту. Більшість пар тертя, що працюють в умовах граничного змащування, мають чітко визначені реологічні властивості і сприяють виникненню релаксаційних коливань, що характеризується спадаючою залежністю сили тертя від швидкості. В умовах рідинного тертя, коли немає взаємного проникнення матеріалів, реалізується звичайна в'язкість мастила, яка призводить до зростання опору при зростанні швидкості. Тобто в даному випадку впливають реологічні властивості мастильного матеріалу [1-2]. В даній роботі ставиться задача на основі лабораторних випробувань на зношування дослідити вплив швидкості ковзання зразків на характеристики зношування в умовах граничного змащування.

2. Теоретичні передумови. Найбільшого розповсюдження отримало подання експериментальних закономірностей у вигляді залежності інтенсивності зношування від різних параметрів (контактного тиску, швидкості ковзання, температури). Для прогнозування зношування в присутності мастильного матеріалу пропонується використовувати модель [3] у вигляді залежності інтенсивності зношування від параметрів:

$$\frac{du_w}{dS} = k_w \left(\frac{\sigma}{E^*} \right)^m \left(\frac{VR^*}{v} \right)^n \quad (1)$$

де σ – тиск в контактi, МПа; E^* – приведений модуль пружності матеріалів контактуючих тіл, МПа; V – швидкість ковзання, м/с; R^* – приведений радіус контактуючих тіл, м; v – кінематична в'язкість мастильного матеріалу (при 100 °С), м²/с; u_w – лінійний знос тіл, м; S – шлях тертя для тіла, що зношується, м; k_w , m , n – параметри закономірності зношування.

Розрахункова схема випробувань показана на рис. 1.

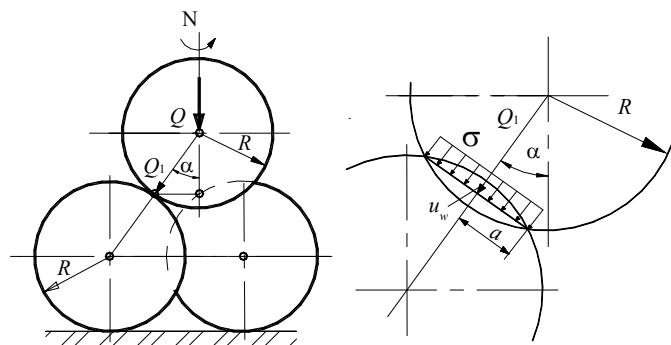


Рисунок 1 – Геометрія контакту при випробуваннях за чотирикульковою схемою

Прийнявши припущення про рівномірний розподіл контактної тиску, після математичних перетворень шукані параметри залежності (1) визначались за формулами:

$$m = \frac{1 - 2\beta}{2\beta};$$

$$n = (2m + 2) \frac{\lg(c_1/c_2)}{\lg(V_1/V_2)};$$

$$K_W = \frac{\beta c_1^{2m+2}}{R} \left(\frac{\pi E^*}{Q_1} \right)^m \left(\frac{v}{V_1 R^*} \right)^n.$$

3. Результати випробувань. Для дослідження впливу швидкості ковзання були досліджені два типи мастильних матеріалів: М6/12 – Г1 ($v = 12 \text{ мм}^2/\text{с}$); 15W-40 ($v = 15 \text{ мм}^2/\text{с}$).

Випробування проводились на чотирикульковій машині тертя за наступних умов: діаметри кульок 12,7 мм; навантаження –65 Н; $V_1 = 0,077 \text{ м/с}$, $V_2 = 0,192 \text{ м/с}$.

Результати випробувань представлені на рис. 2

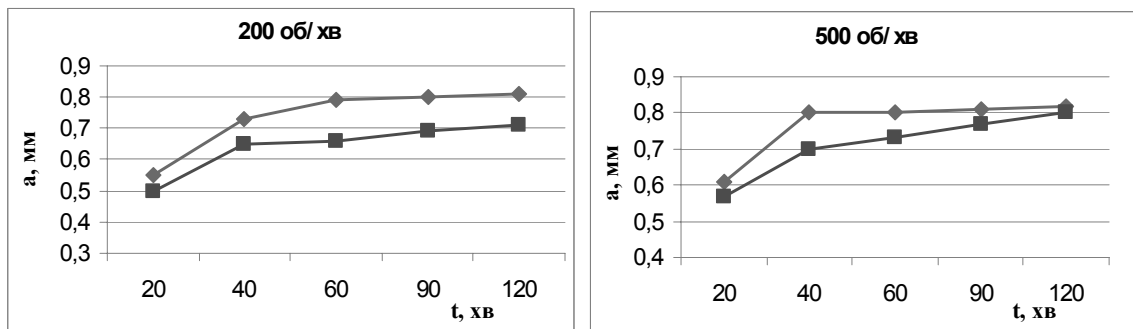


Рисунок 2 – Залежності розміру площадки зносу від часу (◆ – М6-12Г; ■ – 15W-40)

Параметри зносостійкості за алгоритмом залежностей (1 - 10) розраховувались за допомогою програми MathCad.

Параметри апроксимації функції (4) визначались за допомогою програми Excel.

Після реалізації розрахункового алгоритму були отримані необхідні параметри апроксимуючої функції (4) і параметри функції інтенсивності зношування (1), представлені в табл. 2.

Таблиця 2 – Результати розрахунку параметрів зносостійкості

Тип масла	М6-12Г	15W-40
β	0,272	0,266
m	1,674	1,759
n	-0,328	-0,232
K_W	0,026	0,018

Значення отриманих параметрів в безрозмірному комплексі інтенсивності зношування (1) дають можливість кількісно оцінити вплив факторів контактної тиску та швидкості ковзання на знос.

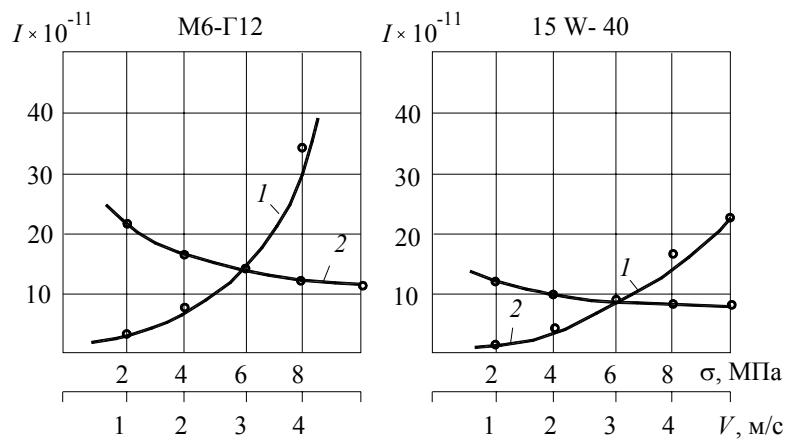


Рисунок 3 – Залежності зношування I від контактного тиску σ (1) та швидкості ковзання V (2)

Отримані параметри моделей зношування дозволяють визначати значення інтенсивності зношування вузлів тертя, що працюють з вказаними мастильними матеріалами для різних умов навантаження та швидкостей ковзання. Загальний аналіз отриманих результатів однозначно вказую на підвищення зносостійкості із збільшенням швидкості ковзання в робочому діапазоні параметрів, в яких проводились випробування для обох типів мастильних матеріалів. Ці результати узгоджуються з основними загально прийнятими положеннями впливу швидкості ковзання на процеси тертя і зношування, характерними для граничного режиму змащування, який реалізується при випробуваннях за чотирикульковою схемою. Представлена розрахунково-експериментальна методика дозволяє на основі традиційних випробувань отримувати кількісні моделі зношування, що дозволяють прогнозувати зносостійкість вузлів тертя в умовах граничного змащування і оптимізувати конструктивні, кінематичні та навантажувальні параметри змащених трибосистем.

Висновок

Представлена експериментально-розрахункова методика дослідження впливу швидкості ковзання на зносостійкість вузлів тертя за результатами лабораторних випробувань за чотирикульковою схемою в умовах граничного змащування.

Список літератури

1. Крагельский И. В. Трение и износ / И. В. Крагельский. – М.: Машгиз, 1962. – 383 с.
2. Справочник по триботехнике / под общ. ред. М. Хебды, А. В. Чичинадзе : в 3 т. – Т. 1. Теоретические основы. – М. : Машиностроение, 1989. – 400 с.
3. Кузьменко А. Г Контакт, трение и износ смазанных поверхностей. Монография / А.Г.Кузьменко, А.В. Дыха. – Хмельницький: ХНУ, 2007. – 344 с.

Моделювання зносу підшипника зчеплення автомобіля ЗІЛ-130

В.В. Петельчук, ст. гр. ЗВ 07-1
А.Г. Кузьменко, проф., д-р техн. наук
Хмельницький національний університет

З розвитком техніки вузли машин стають все більш досконалішими і, як наслідок, все більш складними і дорогими. Тому підвищення ресурсу машин є актуальною технічною та економічною проблемою як виробників техніки, так і тих, хто займається її експлуатацією та обслуговуванням. Відомо, що велика кількість деталей вузлів тертя машин (80...90 %) при виконанні свого функціонального призначення деградує або катастрофічно руйнується в результаті зношування їх поверхонь. Актуальною проблемою є знос підшипників кочення, так як вони застосовуються у багатьох вузлах автомобілів.

Мета роботи полягає у дослідженні зносу вижимних підшипників. Тобто провівши дослідження на знос упорного підшипника серії 8202, використовуємо дані які були отримані за допомогою досліду, та які дають змогу порахувати коефіцієнти K_w , т. Після оброблення даних ми їх використовуємо для розрахунку зносу, для побудови графіків зносу, вижимного підшипника 688811K1 автомобіля ЗІЛ 130.

Таким чином ми робимо модель його зносу, використавши отримані дані. Проводимо дослід на стенді, для моделі зносу вижимного підшипника, та порівнюємо знос дійсний з порохованим. Ми використовуємо методику натурних дослідів.

Вибираємо для розрахунку базові точки, та знаходимо потрібні нам величини.

Методика і перші результати випробувань на знос упорних підшипників з визначенням параметрів K_w , т.

Для розрахунку беремо дані які були отримані за допомогою досліду. Для упорного підшипника серії 8204.

Вибираємо для розрахунку базові точки, та знаходимо потрібні нам величини.

-розмір площадки $a_1 = 0,128$ мм; $s_1 = 0,55 \cdot 10^3$ мм; $a_2 = 0,172$ мм; $s_2 = 4,36 \cdot 10^3$ мм;

- знаходимо потрібну величину β :

$$\beta = \frac{\lg a_1 / a_2}{\lg s_1 / s_2} = \frac{\lg 0,128 / 0,172}{\lg 0,55 / 4,36} = 0,1427. \quad (1)$$

- після чого знаходимо другий параметр апроксимуючої кривої:

$$c = \frac{a_1}{s_1^\beta} = \frac{0,128}{(0,55 \cdot 10^3)^{0,1427}} = 0,052. \quad (2)$$

- параметр m моделі зносу знаходиться з співвідношення

$$m = \frac{2 - 4\beta}{\beta} = \frac{2 - 4 \cdot 0,1427}{0,1427} = 10,01. \quad (3)$$

-для знаходження коефіцієнта K_w раніше знаходимо допоміжні коефіцієнти які потрібні при розрахунках.

Знаходимо η і B при $E = 2,1 \cdot 10^4$ кг/мм²; $Q = 15$ кг; $R = 3,57$ мм;

$$\eta = 2 \frac{1-\mu^2}{E} = 2 \frac{1-0,3^2}{2,1 \cdot 10^4} = 0,8667 \cdot 10^{-4} \text{ мм}^2/\text{кг}. \quad (4)$$

$$B = \left(\frac{16}{3} Q \eta \pi R\right)^{1/2} = \left(\frac{16}{3} 15 \cdot 0,8667 \cdot 10^{-4} \cdot \pi \cdot 3,57\right)^{1/2} = 0,2789 \quad (5)$$

$$k_w = \frac{c^{\frac{m}{2}+2} \beta}{R \left(\frac{Q}{\pi B}\right)^m} = \frac{0,052^7 \cdot 0,1427}{3,57 \left(\frac{15}{\pi \cdot 0,2789}\right)^{10}} \left(\frac{\text{мм}^2}{\text{кг}}\right) \quad (6)$$

$$k_w = 1,9 \cdot 10^{-23} \left(\frac{\text{мм}^2}{\text{кг}}\right).$$

Таким чином для моделі зносу підшипника будемо використовувати наступні коефіцієнти: $m = 10,01$, $k_w = 1,9 \cdot 10^{-23} \left(\frac{\text{мм}^2}{\text{кг}}\right)$.

-розрахункове навантаження на підшипник, що дорівнює:

$$Q_n = 300 \text{ кг}.$$

-визначення максимального контактного тиску виконаємо за схемою куля-площина:

$$Q = \frac{Q_n}{z} = \frac{300}{16} = 18,75 \quad (7)$$

Тиск σ_0 визначається по формулі:

$$\sigma_0 = 0,388 \left(\frac{QE^2}{R^2}\right)^{1/3} = 0,388 \left(\frac{18,75(2,1 \cdot 10^4)^2}{6,35^2}\right)^{1/3}, \quad (8)$$

$$\sigma_0 = 228,7 \text{ кг/мм}^2.$$

Шлях тертя ковзання для кульки

Це відповідає номінальному шляху тертя кочення S_1^k кульки за оборот дорівнює:

$$s_1^k = \frac{\pi}{2}(d + D) = \frac{\pi}{2}(55 + 90) = 227,76 \text{ мм} \quad (9)$$

-шлях тертя кочення за одну хвилину:

$$s_{60}^k = 227,76 \cdot 1000 = 2,278 \cdot 10^5 \text{ мм/хв}. \quad (10)$$

Для визначення шляху тертя ковзання при коченні з проковзуванням проводимо експериментальне визначення коефіцієнта проковзування на підшипнику типу 8204. З деякою точністю можна покласти, що коефіцієнт проковзування $\varepsilon = 0,015$, отриманий для упорного підшипника 8204 близький до аналогічного коефіцієнта для підшипника 688811K1. Тоді шлях тертя ковзання для кульки підшипника 688811K1 за хвилину буде дорівнювати:

$$s_{60}^s = s_{60}^k \cdot \varepsilon = 2,278 \cdot 10^5 \cdot 0,015 = 3,4 \cdot 10^3 \text{ мм/хв} \quad (11)$$

або $s_c^s = 57$ мм/с

Відповідно з цим результатом перебудовується тимчасова координатна вісь у вісь по шляху тертя ковзання:

$$s_{час}^s = s_{мин}^s \cdot 60 = 3,4 \cdot 10^3 \cdot 60 = 2,04 \cdot 10^5 \text{ мм/хв}, \quad (12)$$

Шлях тертя ковзання для доріжки кочення. Визначення шляху тертя ковзання для доріжки кочення, наступне:

- розмір площадки контакту виконаємо на початку роботи підшипника

$$a = 1,109 \left(\frac{QR}{E} \right)^{1/3}, \quad (14)$$

$$a = 1,109 \left(\frac{QR}{E} \right)^{1/3} = 1,109 \left(\frac{18,75 \cdot 6,35}{2,1 \cdot 10^4} \right)^{1/3} = 0,198 \text{ мм}. \quad (15)$$

- шлях тертя для доріжки кочення за одну хвилину визначається по формулі

$$s_2 = 2a\epsilon zn, \quad (16)$$

при $\epsilon = 0,015$; $z = 16$; $n = 1000$ об/хв;

$$s_2 = 2 \cdot 0,1978 \cdot 0,015 \cdot 16 \cdot 1000 = 94,94 \text{ мм/хв}. \quad (17)$$

- шлях тертя з 1000 годин

$$s = s_2 \cdot 60 \cdot 1000 = 95,04 \cdot 6 \cdot 10^4 = 5,7 \cdot 10^6 \text{ мм} \quad (18)$$

- розмір площадки тертя за 1000 годин роботи підшипника визначається:

$$a_2^7 = \left(\frac{18,75}{\pi 0,2789} \right)^{10} 1,9 \cdot 10^{-23} \cdot 6,35 \cdot 7 \cdot 5,7 \cdot 10^6 \quad (19)$$

$$a = 0,521 \text{ мм},$$

$$u_{0w} = \frac{a^2}{2R} = \frac{0,521^2}{2 \cdot 6,35} = 0,213,7 \quad (20)$$

Висновок. Отримані результати по зносу можуть бути завищеними, тобто давати знос більший ніж у дійсності, так як дані і параметри моделі зношування отримані за підсумками випробувань в початковий момент припрацювання. Разом з тим ці залежності відображають реальну картину процесу і можуть бути використані для оцінки впливу різних факторів на знос: навантаження; пробігу, типу підшипника і ін.

Вибір та застосування нових технологій зміцнення поверхонь тертя

С.Ф. Посонський, ст. викл., А.А. Вичавка, асп.
Хмельницький національний університет

В той час як сучасне виробництво потребує нових високоефективних технологій, які б забезпечили різке скорочення витрат матеріалів, підвищення продуктивності праці, ефективну роботу обладнання та зменшення виробничих площ актуальною проблемою сьогодення залишається підвищення зносостійкості деталей машин.

Традиційні технології зміцнення і підвищення зносостійкості поверхонь деталей вузлів тертя машин та механізмів ґрунтуються на оптимізації вибору матеріалів трибоелементів, режимів їх термічної та хіміко-термічної обробки, поверхневого пластичного деформування, наплавлення, напилювання та інших процесах нанесення покриттів. Однак, вище вказані процеси вимагають застосування дорогого і складного у відношенні експлуатації і технічного обслуговування обладнання. Наприклад, витрати природного газу при газовій цементації досить високі, якщо порівнювати їх з тією кількістю вуглецю, що фактично необхідна для насичення поверхні сталевих виробів. Крім того газова цементація є тривалим процесом, 6 – 8 годин. При цьому використовується досить потужне обладнання та значні виробничі площі.

Характерною ознакою традиційних технологій зміцнення і підвищення зносостійкості трибоелементів є суцільна зміна властивостей поверхневого шару, зокрема підвищення його твердості, що не завжди відповідає вимогам зменшення зносу.

Основною проблемою використання суцільних покриттів є їх руйнування внаслідок розтріскування та відшарування покриття від основи. Саме тому останнім часом в науковій літературі значна увага приділяється теорії та практиці дискретного зміцнення поверхневого шару поверхні тертя, що полягає у створенні, в заданій послідовності, високоміцних і пластичних ділянок. При чому, конструктивні параметри покриттів дискретного типу (товщина, протяжність ділянки, крок, форма) визначаються за умовами мінімізації пружно-деформованого стану поверхневого шару.

Одним із перспективних методів зміцнення сталевих поверхонь тертя є дискретне науглецювання дисперсним вуглецем. Дисперсний вуглець мікронного діаметру має унікальні фізичні і технологічні властивості, а саме: електропровідність та достатній електричний опір для забезпечення швидкого нагрівання до високих температур, достатню теплопровідність, щоб швидко передавати накопичене тепло в прилеглий поверхневий шар сталі та забезпечувати швидке його оплавлення; крім того, дисперсний вуглець добре змочується рідкою сталлю. Це дозволяє за дуже короткий час, який визначається секундами, перетворити поверхню в розплав, що складається з високовуглецевої сталі та білого чавуну.

Науглецювання плоских поверхонь деталей можливо виконувати на стандартних контактних машинах зварювання, використовуючи дисперсний вуглець замість однієї із зварювальних деталей. Під дією тиску мідного електроду і електричного струму, що пропускається через цю систему, відбувається зварювання (проникнення вуглецю в розплавлений метал) в результаті термодифузії.

Исследование и разработка технологии обкатывания игольчатыми роликами упорных резьб

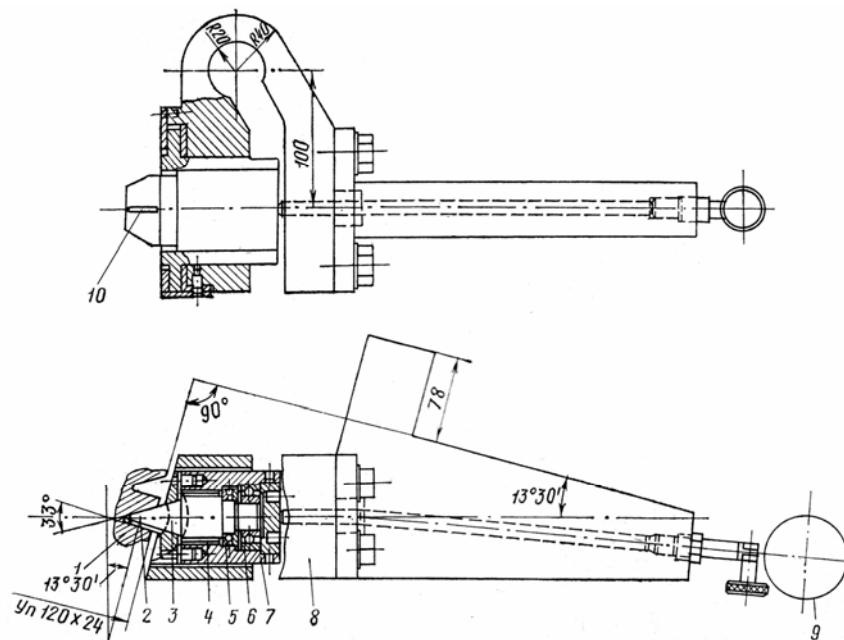
А.А. Бабенко, *ст. гр. ЗМб,*
Б.И. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*
Николаевский государственный аграрный университет

Вступление. Интенсификация деформации поверхностного слоя при использовании сравнительно небольших усилий обкатывания может быть достигнута за счет применения в качестве деформирующих элементов роликов уменьшенного диаметра.

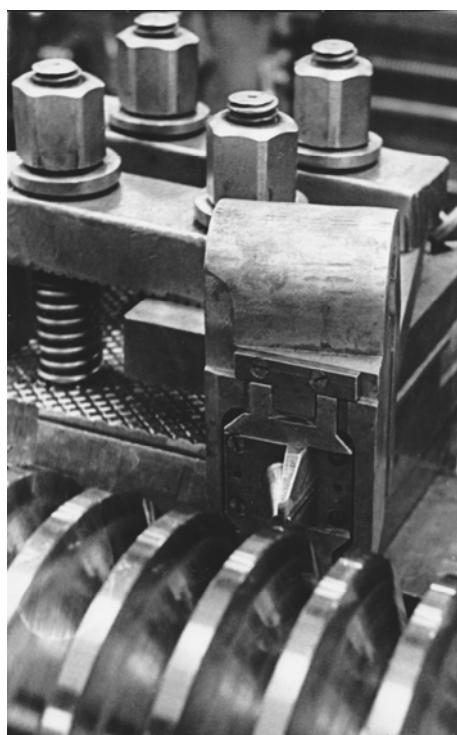
Постановка и решение задачи. Для чистовой обработки стандартных упорных резьб, имеющих ширину впадины, равную толщине витка резьбы, но при этом и значительную глубину профиля $H_l = 1,5 B$, а также упорных резьб с шагом профиля $P_e = 20...32$ мм, когда более высокие требования к шероховатости поверхности предъявляются в основном к упорной стороне профиля резьбы, разработано устройство для обкатывания самоустанавливающимся игольчатым роликом [1].

Рабочий ролик 10 установлен в прорези сепаратора 2 и соприкасается с конической поверхностью опорного ролика 3, свободно вращающегося на подшипниках 4 - 6 в головке 7 (рис. 1, а). Головка имеет цапфы, центр кривизны которых проходит внутри впадины обкатываемой резьбы. Этими цапфами головка опирается на корпус 8 устройства, имеющий пружинящую часть и индикатор 9 для измерения прогиба пружины. Закрепленное в резцедержателе токарного станка устройство подводит к детали и вводит своими роликами во впадину резьбы. При этом перемещением верхних салазок суппорта поворачивают головку 7 на цапфах, добиваясь параллельности ролика 10, образующей обкатываемой рабочей поверхности резьбы детали. Поджимая головку к детали, сжимают пружинящую часть корпуса 8 и создают необходимое усилие обкатывания. Рабочий 10 и опорный 3 ролики вращаются навстречу друг другу от контакта с вращающейся деталью. При этом усилие обкатывания замкнуто внутри впадины резьбы и частично воспринимается упорным подшипником 5 опорного ролика. Вследствие разницы диаметров рабочего и опорного роликов упорная сторона обкатываемой резьбы деформируется более интенсивно, что отвечает требованиям к шероховатости поверхности упорных резьб. Обработка резьбы завершается за 2 - 3 прохода суппорта. При обкатывании резьб с большими углами подъема таким устройством плоскость, в которой расположены оси рабочего и опорного роликов (в дальнейшем будем называть ее плоскостью роликов), поворачивают вокруг оси опорного ролика на угол λ_p (рис. 1, в), в общем случае отличающийся от угла подъема линии витка резьбы λ . Кроме того, плоскость роликов приходится смещать относительно осевого сечения детали на некоторую величину h , достаточную для образования составляющей силы, поджимающей ролик к корпусу приспособления, иначе ролик будет смещаться в направлении дна впадины обкатываемой резьбы, нарушая процесс обкатывания. При этом между плоскостью роликов и образующей резьбы на среднем диаметре нарезки должен быть создан угол $\beta \geq 6^\circ$. Смещение h , а также и разворот плоскости роликов на угол λ_p приводят к изменению ширины впадины, искажению углов и к появлению кривизны профиля в плоскости роликов. Запишем уравнения винтовой поверхности резьбы в системе

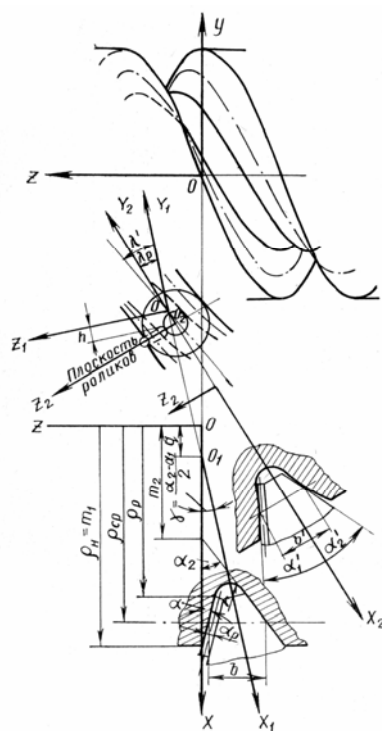
координат xyz (рис. 1, в): $x = \rho \cos \varphi$; $y = \rho \sin \varphi$; $z = (\rho - m') \operatorname{tg} \alpha + p \varphi$, где ρ и φ - криволинейные координаты, m' - отрезок, отсекаемый образующей винтовой поверхности на оси x ; p - параметр винтового движения (при шаге резьбы, равном P_6), $P = P_6 / 2\pi$



а)



б)



в)

а – конструкция устройства, б – общий вид устройства, в – схема расчета параметров процесса обкатывания

Рисунок 1 – Обкатывание упорной резьбы с шагом 24 мм

В системе координат $x_2y_2z_2$, связанной с плоскостью роликов, уравнения винтовой поверхности запишутся в виде

$$\begin{pmatrix} x_2 \\ y_2 \\ z_2 \end{pmatrix} = M_{20} \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix}.$$

Здесь M_{20} - матрица перехода от системы координат xyz к $x_2y_2z_2$,
 $M_{20} = M_{21}M_{10}$;

$$M_{21} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \lambda_p & \sin \lambda_p & \frac{h \cos(\lambda' + \lambda_p)}{\cos \lambda'} \\ 0 & -\sin \lambda_p & \cos \lambda_p & \frac{h \sin(\lambda' + \lambda_p)}{\cos \lambda'} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix},$$

$$\operatorname{tg} \lambda' = \operatorname{tg} \lambda \cos \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right),$$

где угол λ' определяется соотношением

α_1 и α_2 - углы профиля соответственно для левой и правой сторон впадины профиля,

$$M_{10} = \begin{pmatrix} \cos \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right) & 0 & -\sin \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right) & -q' \cos \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right) \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \sin \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right) & 0 & \cos \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right) & -q' \sin \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

(q' - отрезок, отсекаемый осью x_2 на оси x). Тогда

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= \rho \cos \varphi \cos \gamma - [(\rho - m') \operatorname{tg} \alpha + p \varphi] \sin \gamma - q' \cos \gamma; \\ y_2 &= \rho \cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \rho \sin \varphi \cos \lambda_p + [(\rho - m') \operatorname{tg} \alpha + p \varphi] \times \\ &\times \cos \gamma \sin \lambda_p - q' \sin \gamma \sin \lambda_p + \frac{h \cos(\lambda' - \lambda_p)}{\cos \lambda'}; \\ z_2 &= \rho \cos \varphi \sin \gamma \cos \lambda_p - \rho \sin \varphi \sin \lambda_p + [(\rho - m') \operatorname{tg} \alpha + p \varphi] \times \\ &\times \cos \gamma \cos \lambda_p - q' \sin \gamma \cos \lambda_p + h \frac{\sin(\lambda' - \lambda_p)}{\cos \lambda'}. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

В плоскости роликов $y_2 = 0$, поэтому уравнение сечения винтовой поверхности в криволинейных координатах на плоскости роликов запишется в виде

$$\begin{aligned} \psi(\rho, \varphi) &= \rho \cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \rho \sin \varphi \cos \lambda_p + \\ &+ [(\rho - m') \operatorname{tg} \alpha + p \varphi] \cos \gamma \sin \lambda_p - q' \sin \gamma \sin \lambda_p + h \frac{\cos(\lambda' - \lambda_p)}{\cos \lambda'} = 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Значение угла φ в уравнении (2) для левой стороны впадины резьбы определяется в зависимости от β между плоскостью роликов и образующей резьбы. Угол β через направляющие коэффициенты плоскости роликов и образующей резьбы выразится

$$\sin \beta = \frac{Al + Bm + Cn}{\sqrt{A^2 + B^2 + C^2} \sqrt{l^2 + m^2 + n^2}}, \quad (3)$$

где A, B, C - коэффициенты направляющего вектора плоскости роликов; l, m, n - направляющие коэффициенты образующей резьбы.

В системе координат $X_2Y_2Z_2$ уравнения винтовой поверхности (1) при $\varphi = \text{const}$ являются уравнениями ее образующей. Направляющие коэффициенты образующей резьбы (l, m, n) найдем из уравнений (1) как разность координат двух точек образующей при ρ , равном 0 и 1:

$$\begin{aligned} l &= \cos \varphi \cos \gamma - \text{tg} \alpha \sin \gamma; \\ m &= \cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \sin \varphi \cos \lambda_p + \text{tg} \alpha \cos \gamma \sin \lambda_p; \\ n &= \cos \varphi \sin \gamma \cos \lambda_p - \sin \varphi \sin \lambda_p + \text{tg} \alpha \cos \gamma \cos \lambda_p. \end{aligned}$$

Коэффициенты направляющего вектора плоскости роликов $A = 0$; $B = 1$; $C = 0$. Угол β между плоскостью роликов и образующей резьбы определится из выражения $\sin \beta = \cos \alpha (\cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \sin \varphi \cos \lambda_p) \sin \alpha \cos \gamma \sin \lambda_p$. (4)

После преобразования уравнения (4) относительно угла φ имеем

$$\begin{aligned} &\cos \lambda_p (\sin \beta - \sin \alpha \sin \lambda_p \cos \gamma) - \sin \lambda_p \sin \gamma \times \\ \sin &= \frac{\times \sqrt{\cos^2 \alpha (\sin^2 \lambda_p \sin^2 \gamma - \cos^2 \lambda_p) - (\sin \beta - \lambda_p \sin \alpha \cos \gamma)^2}}{\cos \alpha (\cos^2 \lambda_p + \sin^2 \gamma \sin^2 \lambda_p)}. \end{aligned} \quad (5)$$

Приравнявая $\beta = -6^\circ$, $\alpha = \alpha_1$, найдем значение φ_1 из уравнения (5) для левой стороны впадины. Подставив значение $\varphi = \varphi_1$ в уравнение (2) при $m' = m_1$, $\alpha = \alpha_1$ и $\rho = D_{cp} / 2$, определим необходимое смещение h

$$\begin{aligned} h &= \frac{-\cos \lambda' \left\{ \frac{D_{cp}}{2} \cos \varphi_1 \sin \gamma \sin \lambda_p + \frac{D_{cp}}{2} \sin \varphi_1 \cos \lambda_p + \right. \\ &\left. + \left[\left(\frac{D_{cp}}{2} - m_1 \right) \text{tg} \alpha_1 + p \varphi_1 \right] \cos \gamma \sin \lambda_p - q' \sin \gamma \sin \lambda_p \right\}}{\cos(\lambda' - \lambda_p)}. \end{aligned} \quad (6)$$

Угол φ_2 для правой стороны впадины на среднем диаметре резьбы ($\rho = D_{cp} / 2$) находится из (2) при $m' = m_2$, $\alpha = -\alpha_2$. Коэффициенты m_1, m_2, q' уравнений (1), определяющие положение системы координат относительно впадины резьбы, можно выразить через геометрические параметры обкатываемой резьбы (рис. 1, в).

Полагая $m_1 = D_n / 2$, записываем выражения для m_2 и q' :

$$\begin{aligned} m_2 &= \frac{D_e}{2} r (\sin \alpha_1 - \sin \alpha_2 - \text{ctg} \alpha_2) \times \\ &\times \left[\left(\frac{D_n}{2} - \frac{D_e}{2} \right) \text{tg} \alpha_1 + r (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2) \right], \end{aligned}$$

где D_e и D_n - внутренний и наружный диаметры обкатываемой резьбы; r - радиус впадины резьбы,

$$q' = \frac{D_e}{2} + \frac{D_p}{2} \sin \alpha_1 + \frac{r}{2} \left[\sin \alpha_1 - \sin \alpha_2 - \operatorname{ctg} \left(\frac{\alpha_2 - \alpha_1}{2} \right) \right] \times \\ \times \left[\left(\frac{D_n}{2} - \frac{D_e}{2} \right) \operatorname{tg} \alpha_1 + \frac{D_p}{2} \cos \alpha_1 + \frac{r}{2} (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2) \right].$$

Подставив значения углов φ_1, φ_2 в выражение z_2 системы уравнений (1) и просуммировав полученные значения, найдем ширину впадины резьбы в плоскости роликов:

$$B' = B \cos \gamma \cos \lambda_p - \frac{D_{cp}}{2} \sin \lambda_p (\sin \varphi_1 - \sin \varphi_2) + \\ + \frac{D_{cp}}{2} \sin \gamma \cos \lambda_p (\cos \varphi_1 + \cos \varphi_2) + \frac{P_e}{2\pi} \cos \gamma \cos \lambda_p (\varphi_1 - \varphi_2). \quad (7)$$

Углы профиля резьбы в плоскости роликов α' , составленные касательными к профилю на среднем диаметре и осью x_2 , определяются из уравнений (1) при $y_2 = 0$:

$$\operatorname{ctg} \alpha' = \left[-\rho \sin \varphi \cos \gamma + \rho' (\cos \varphi \cos \gamma - \operatorname{tg} \alpha \sin \gamma) - p \sin \gamma \right] / \\ / \left[-\rho (\sin \varphi \sin \gamma \cos \lambda_p + \cos \varphi \sin \lambda_p) + \rho' (\cos \varphi \sin \gamma \cos \lambda_p - \right. \\ \left. - \sin \varphi \sin \lambda_p + \operatorname{tg} \alpha \cos \gamma \cos \lambda_p) + p \cos \gamma \cos \lambda_p \right], \quad (8)$$

где

$$\rho = \frac{q' \sin \gamma \sin \lambda_p - h \frac{\cos(\lambda' - \lambda_p)}{\cos \lambda} + (m' \operatorname{tg} \alpha - p \varphi) \cos \gamma \sin \lambda_p}{\cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \sin \varphi \cos \lambda_p + \operatorname{tg} \alpha \cos \gamma \sin \lambda_p};$$

$$\rho' = \left\{ -p \cos \gamma \sin \lambda_p (\cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \sin \varphi \cos \lambda_p + \operatorname{tg} \alpha \cos \gamma \sin \lambda_p) - (\cos \varphi \cos \lambda_p - \right. \\ \left. - \sin \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p) \times \left[q' \sin \gamma \sin \lambda_p - h \frac{\cos(\lambda' - \lambda_p)}{\cos \lambda'} + \cos \gamma \sin \lambda_p (m' \operatorname{tg} \alpha - p \varphi) \right] \right\} / \\ / (\cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \operatorname{tg} \alpha \cos \gamma \sin \lambda_p)^2.$$

Значения α'_1 и α'_2 находятся при подстановке в формулу (8) величин $\alpha_1, m_1, -\alpha_2, m_2$. Кривизна винтовой поверхности в плоскости роликов в соответствии с [2] имеет вид

$$K_n = \frac{L \left(\frac{d\rho}{d\varphi} \right)^2 + 2M \frac{d\rho}{d\varphi} + N}{E \left(\frac{d\rho}{d\varphi} \right)^2 + 2F \frac{d\rho}{d\varphi} + G}. \quad (9)$$

Коэффициенты первой E, F, G и второй L, M, N квадратичных форм для архимедовой винтовой поверхности определены в [3]:

$$E = \sec^2 \alpha; F = \operatorname{tg} \alpha p; G = \rho^2 + p^2; L = 0; M = \frac{p}{\sqrt{p^2 + \rho^2 \sec^2 \alpha}}; N = \frac{\rho^2 \operatorname{tg} \alpha}{\sqrt{p^2 + \rho^2 \sec^2 \alpha}}.$$

Подставив их значения в (9), получим

$$K_n = \frac{-2p \frac{d\rho}{d\varphi} + \rho^2 \operatorname{tg} \alpha}{\left[\sec^2 \alpha \left(\frac{d\rho}{d\varphi} \right)^2 + 2p \operatorname{tg} \alpha \frac{d\rho}{d\varphi} + p^2 + \rho^2 \right] \sqrt{p^2 + \rho^2 \sec^2 \alpha}}. \quad (10)$$

Отношение дифференциалов характеризует направление касательной к кривой пересечения винтовой поверхности плоскостью роликов и определяется уравнением

$$\frac{\partial \psi}{\partial \rho} d\rho + \frac{\partial \psi}{\partial \varphi} d\varphi = 0. \quad (11)$$

Определив $\partial \psi / \partial \rho$ и $\partial \psi / \partial \varphi$ из уравнения (2), получим

$$\frac{d\rho}{d\varphi} = - \frac{\rho (\cos \varphi \cos \lambda_p - \sin \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p) + p \cos \gamma \sin \lambda_p}{\sin \varphi \cos \lambda_p + \cos \varphi \sin \gamma \sin \lambda_p + \operatorname{tg} \alpha \cos \gamma \sin \lambda_p}. \quad (12)$$

Значения φ определяются из (2) и (5).

В принятой системе координат знак кривизны, рассчитанной по (10) при $\alpha = \alpha_1$ соответствует левой стороне впадины. Для правой стороны впадины при подстановке $\alpha = -\alpha_2$ знак, полученный из (10), меняется на обратный.

Решая на ЭВМ уравнение (2), с требуемой точностью рассчитываем размеры впадины и углы профиля резьбы в плоскости роликов, а также радиусы кривизны винтовой поверхности в зоне деформации. При обкатывании резьб с малым углом подъема устройство можно не разворачивать.

Полагая $\lambda_p = 0; q' = 0; \gamma = 0; \lambda' = \lambda$, из (1) получим уравнения

$$\begin{aligned} x_2 &= \rho \cos \varphi; y_2 = \rho \sin \varphi + h; \\ z_2 &= (\rho = m') \operatorname{tg} \alpha + p\varphi + h \operatorname{tg} \lambda. \end{aligned}$$

Приравняв $y_2 = 0$ и $\rho = D_{cp} / 2$, получим на среднем диаметре согласно (5) следующее соотношение:

$$\sin \varphi = \sin \beta / \cos \alpha = -2h / D_{cp}.$$

Ширина впадины при параллельном переносе системы координат не изменится, т. е. угол профиля из выражения (8) с учетом (13) рассчитывается по формуле

$$\operatorname{tg} \alpha' = \frac{1}{D_{cp}} \left(\operatorname{tg} \alpha \sqrt{D_{cp}^2 - 4h^2} + \frac{0,637hP_6}{D_{cp}} \right). \quad (14)$$

Отношение $d\rho / d\varphi$ в соответствии с (12) при $\lambda_p = 0, \gamma = 0$ будет

$$\frac{d\rho}{d\varphi} = \frac{D_{cp}}{4h} \sqrt{D_{cp}^2 - 4h^2}.$$

Подставляя это значение в (11), получаем

$$K_n = \frac{2 \operatorname{tg} \alpha - \frac{2P_6}{h\pi D_{cp}} \sqrt{D_{cp}^2 - 4h^2}}{\left(\frac{D_{cp}^2 - 4h^2}{4h^2 \cos^2 \alpha} + \frac{P_6 \operatorname{tg} \alpha \sqrt{D_{cp}^2 - 4h^2}}{h\pi D_{cp}} + \frac{P_6^2}{\pi^2 D_{cp}^2} + 1 \right) \times \sqrt{\frac{P_6^2}{\pi^2} + \frac{D_{cp}^2}{\cos^2 \alpha}}}. \quad (15)$$

Рассчитанные значения углов профиля и размеры впадины резьбы в плоскости роликов учитывают при проектировании устройств, а по величине кривизны винтовой поверхности в зоне деформации определяют возможность обкатывания резьбы. Обкатывание упорной стороны профиля резьбы проведено для винтов с шагами 24, 32 и 40 мм игольчатыми роликами диаметром соответственно 3; 3,5 и 4 мм. Осевая плоскость роликов расположена для винтов с шагами 24, 32 и 40 мм выше осевой плоскости винта соответственно на 6, 12 и 30 мм. Это позволяет предотвратить движение игольчатого ролика во время обкатывания в направлении дна впадины резьбы. Головка с роликами на угол подъема резьбы не поворачивается. Угол опорного ролика можно рассчитывать по (14).

Винт электропушки с шагом резьбы 40 мм, изготовленный из стали 40Х, подвергался термообработке до твердости 217 - 255 НВ. Нажимные винты с шагами 24 и 32 мм изготавливались из улучшенной стали 34ХН1М твердостью 286 - 321 НВ. Резьба перед обкатыванием нарезалась твердосплавными резами. Шероховатость поверхности резьбы перед обкатыванием соответствовала $R_z = 20...40$ мкм. Обкатывание вместо полирования шкурками проводилось с погонным усилием на игольчатом ролике 1,40; 1,68; 1,59 кН/мм соответственно для резьб с шагами 24, 32, 40 мм при скорости 3 м/мин за три прохода. В результате обкатывания получена интенсивная деформация поверхности упорной стороны витка по всей глубине профиля резьбы. Шероховатость обкатанной поверхности $R_a = 0,32$ мкм.

Твердость металла в поверхностном слое резьбы, имеющего сорбитную структуру, повысилась на 18 - 20 %. Это позволило снять закалку с резьбового участка винтов токами высокой частоты, в результате которой винты изгибало, что дополнительно усиливало износ гаек во время эксплуатации. Общий вид устройства для обкатывания винта электропушки показан на рис. 1, б.

Список литературы

1. А. с. 353779 СССР, кл. В21h3/04. Устройство для обкатки крупных резьб/ В. М. Браславский, Б. И. Бутаков, Ф. К. Мамедбаков.— Оpubл. 09.10.72. Бюл. № 30.
2. Рашевский П. К. Курс дифференциальной геометрии / П.К. Рашевский — М.; Л. : Гостехиздат, 1960.— 428 с.
3. Люкшин В. С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов / В.С. Люкшин — М.: Машиностроение, 1968.— 372 с.

Изменение размеров деталей при обкатывании их роликами

А.В. Везенок, *ст. гр. ЗМб,*
Б.И. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*
Николаевский государственный аграрный университет

Рассматривая шероховатость поверхности как отклонение от номинальной формы детали, можно говорить об обкатывании роликами, как чрезвычайно эффективным способе уточнения микропрофиля деталей машин.

В значительно меньшей мере это относится к волнистости, возможность уменьшения которой зависит от соотношения шага волны и размеров зоны деформации. Волна с малым шагом устраняется достаточно эффективно.

Соотношением зоны деформации с габаритными размерами обрабатываемой детали определяется возможность уточнения ее размеров и формы в микрообъеме.

В индивидуальном и мелкосерийном производствах целесообразно, как правило, совмещать переходы обкатывания и чистовой обработки резанием в одной финишной операции. При этом резанием обеспечивают необходимую точность обрабатываемой поверхности, а обкатыванием – требуемую шероховатость и необходимую степень упрочнения поверхностного слоя.

В отдельных случаях целесообразно обкатывать шлифованные поверхности. При этом обкатывание выносят в отдельную операцию. Величины припусков под обкатывание жестких деталей указаны в таблице 1 [1]. Эти величины зависят, главным образом, от шероховатости обкатываемой поверхности и частично от способа ее подготовки. Если допуск обкатываемой поверхности по величине сравним с ожидаемым изменением диаметра или меньше его, деталь должна быть подготовлена под обкатывание с заданным допуском, но с измененным на величину уменьшения номинального размера в процессе обкатывания в плюс для валов и в минус для отверстий. Практически это означает, что диаметры до 250 мм 8-го качества ISO и все диаметры 7-го качества ISO необходимо корректировать. Детали 8-го качества ISO с диаметром более 250 мм, а также менее точные детали всех размеров обкатывают после изготовления их по окончательным чертежным размерам.

В процессе обкатывания за счет постепенного увеличения рабочего усилия диаметр доводится до предельных размеров требуемого качества точности.

Исходная шероховатость поверхности может быть уменьшена лишь до определенных пределов, до заполнения микровпадины металлом. Заполненные микровпадины обычно можно узнать по небольшим незакатытым углублениям. При обработке расстояние между соседними впадинами равно осевой подаче резца, не изменяется. Это указывает на то, что металл перемещается главным образом в объемах микровиступов в радиальном и осевом направлениях. В осевом направлении металл гребешков обычно перераспределяется симметрично в обе стороны.

Беспорядочный характер микронеровностей затрудняет обработку пластическим деформированием. Это объясняется тем, что глубина впадин микропрофиля различна, и необходимо в большей степени деформировать в осевом направлении поверхностные слои металла. При абразивной обработке поверхность шаржируется абразивными зёрнами, что ухудшает перераспределение металла в заполняемые микровпадины.

Из практики эксплуатации деформирующего инструмента [2] для различных случаев обработки видно, что процесс поверхностного пластинчатого деформирования

во многом зависит от способа и шероховатости предварительно обработанной поверхности. Форма и взаимное расположение пластически деформируемых микронеровностей должны быть по возможности неизменными и равномерно чередоваться на обрабатываемой поверхности. Для поверхностей вращения лучшим видом предварительной обработки является точение, после которого максимальная высота микронеровностей не превышает 25-35 мкм. Процесс пластического деформирования желательно вести таким образом, чтобы остаточные деформации происходили за счет уменьшения высоты исходных микронеровностей. По мере увеличения твердости обрабатываемой поверхности процесс пластического деформирования микронеровностей затрудняется.

Таблица 1 – Уменьшение (увеличение) диаметров валов (отверстий) при обкатывании

Способ обработки под обкатывание	Шероховатость поверхности под обкатывание, мкм	Изменение диаметра после обкатывания, мм
Точение и растачивание	$Rz = 40$	0,03 – 0,06
	$Rz = 20$	0,02-0,04
	$Ra = 2,5$	0,01-0,02
Шлифование	$Rz = 20$	0,01-0,03
	$Ra = 2,5$	0,005-0,015
Точение широким резцом	$Rz = 20$	0,01-0,02
	$Ra = 2,5$	до 0,01

Так, например, пластическое деформирование обкатывающими роликами микронеровностей шлифованной поверхности детали из стали марки 45Х при ее твердости RC 25 – 27 уменьшает шероховатость поверхности с $Ra = 2,5$ мкм до $Ra = 0,25$ мкм. При поверхностной твердости RC 30 – 35 шероховатость поверхности детали в результате обработки пластическим деформированием может быть снижена до $Ra = 0,25$ мкм. при высоте исходных микронеровностей, соответствующих $Ra = 1,25$ мкм.

К наиболее прогрессивному технологическому процессу получения точных отверстий с низкой шероховатостью поверхности относится раскатывание втулок планетарными роликовыми головками.

Роликовая головка (см. рис.1.) состоит из оправки 2 с конусным участком, по которому, совершая планетарное движение, катятся конические рабочие ролики 1. Ролики расположены по окружности равномерно, разделяются и предохраняются от выпадения фиксирующим сепаратором 3, который свободно вращается на оправке, и усилием раскатывания прижимается к упорному подшипнику 4. Роликовая головка настраивается на размер вращением регулировочной гайки 5. При вращении регулировочной гайки 5 деформирующие ролики 1 перемещаются вдоль рабочего конуса оправки, изменяя настраиваемый диаметр головки. Конструкция головки позволяет обрабатывать детали за один или несколько проходов. При выводе из отверстия головки ролики вместе с сепаратором смещаются вдоль конуса в сторону уменьшения диаметра. При этом диаметр головки уменьшается до величины, обеспечивающей при обратном движении вывод его без деформации изделия.

При выборе процессов поверхностной обработки пластическим деформированием целесообразно ориентироваться на величину коэффициента пластической деформации K . Значение коэффициента K определяется по зависимости

$$K = \Delta d_{nl} / (\Delta d_{nl} + \Delta d_{уп}),$$

где Δd_{nl} и $\Delta d_{уп}$ - пластическая и упругая деформации стенок цилиндра.

Величина коэффициента характеризует долю пластических деформаций в общей деформации

$$i = \Delta d_{nl} + \Delta d_{упр}, \text{ то } i = \frac{\Delta d_{nl}}{K}.$$

Коэффициент K характеризует поверхностную и объемную пластическую изменяемость брабатываемого изделия под действием деформирующего инструмента и зависит от следующих факторов:

1. Деформирующей способности инструмента;
2. Конструкции и физико-механических свойств материала изделия;
3. Величины и характера исходной шероховатости обрабатываемой поверхности;
4. Режимов обработки деформирующим инструментом.

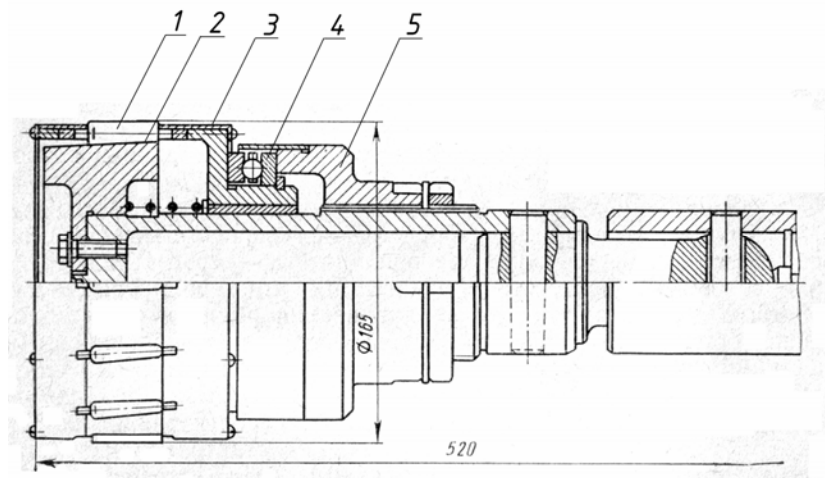


Рисунок 1 – Планетарная роликовая головка для раскатывания отверстий

По величине коэффициента K можно определять ряд параметров процесса обработки. Так, например, можно выбирать размеры и геометрию деформирующих элементов, устанавливать его жесткость, определять размеры, точность и шероховатость исходной поверхности, устанавливать расчетный диаметр для настройки деформирующего инструмента, выявлять оптимальное количество групп при обработке деталей в пределах заданного допуска с перенастройкой деформирующего инструмента.

Введя некоторые допущения, можно с помощью коэффициента K определить зависимости, необходимые для расчета основных технологических параметров обработки поверхностным пластическим деформированием.

Положим, что:

1. Обработка производится за один проход роликовой головки;
2. Величины пластически деформируемого припуска и технологического натяга

связаны зависимостью $i = \frac{\Delta d_{nl}}{K}$;

3. Физико-механические свойства материала обрабатываемого изделия и микрогеометрия его деформируемой поверхности однородны;

4. Жесткость упругой системы изделие-инструмент при обработке постоянна;

5. Режимы и параметры обработки неизменны.

Тогда получим: $1/K = \Delta / (\Delta d_{max} - \Delta d_{min}) + 1$; $\Delta_3 = \Delta + (\Delta d_{max} - \Delta d_{min})$,

где Δ - допуск на изготовление отверстия; Δ_3 – допуск на обработку при подготовке отверстия.

При обработке раскатыванием необходимо обеспечить постоянство температуры обрабатываемого изделия и деформирующего инструмента. Для повышения равномерности упрочнения поверхности обрабатываемой детали целесообразно увеличить количество одновременно работающих деформирующих элементов – роликов, использовать удлиненные ролики с малым углом конусности, уменьшать осевую подачу инструмента. Угол конуса ролика следует брать минимальным, не более $2^\circ - 2^\circ 30'$; длину роликов – до 30-50 мм. Диаметр роликов также рекомендуется принимать минимальным, в зависимости от диаметра обрабатываемого отверстия.

Список литературы

1. Браславский В. М. Технология обкатки крупных деталей роликами. М.: Машиностроение. - 1966. 159 с.
2. Прогрессивные методы изготовления отделки и упрочнения металлических деталей пластическим деформированием. Под редакцией Ю. В. Шухова, Р. Р. Юстоса. М.: Машгиз. – 1962. - 240 с.

Исследование жесткости технологической системы: станок-инструмент-деталь при обкатывании роликами

В.С. Дерюженко, *ст. гр. М5,*
А.В. Зубехина, *ассист.,*
Б.И. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*
Николаевский государственный аграрный университет

Повышение качества и надежности машин и их элементов является одной из важных и первоочередных задач современного этапа развития отечественного машиностроения. Эта проблема может быть решена с помощью разработки и освоения эффективных методов упрочнения деталей машин и повышения их долговечности.

С целью повышения износостойкости пар трения, контактной и усталостной прочности деталей широко применяется поверхностное пластическое деформирование обкатыванием их роликами. Реализация оптимального основного режима обкатывания (рабочего усилия) связана с жесткостью технологической системы станок-инструмент-деталь. В смысле сохранения оптимального режима обкатывания представляет опасность не столько снижение жесткости, сколько ее непостоянство.

Постоянство необходимого усилия непосредственно связано с жесткостью технологической системы станок – инструмент - деталь. Жесткость j системы, состоящей из нескольких звеньев, определяется по А.П. Соколовскому:

$$\frac{1}{j} = \frac{1}{j_1} + \frac{1}{j_2} + \frac{1}{j_3} + \dots \quad (1)$$

Одна из основных составляющих жесткости системы - жесткость станка. На жесткость металлорежущих станков оказывает большое влияние соотношение составляющих усилия резания. Соотношение $P_z : P_y : P_x$, на которое рассчитаны универсальные металлорежущие станки, отличается наибольшим значением P_z . При довольно широких колебаниях указанное соотношение, в среднем характерное для процесса резания, составляет 1: 0,4: 0,25.

В отличие от этого процесс обкатывания характеризуется превалирующим значением P_y при незначительной величине остальных составляющих. У большинства конструкций станков максимальная жесткость достигается при отношении $P_y : P_z = 0.4$ и резко падает при его увеличении.

В процессе обкатывания эксцентричное закрепление детали, радиальное биение роликов и другие погрешности приводят к тому, что система работает в колебательном режиме разгрузка - нагружение вблизи максимума приложенной нагрузки. Задача стабилизации усилия обкатывания в пределах допустимых отклонений решается введением в конструкцию обкатных устройств упругих элементов пониженной жесткости.

Объединяя в выражении (1) жесткость станка, детали, крепежных приспособлений общим символом J_c и выделив жесткость инструмента для обкатывания J_u , найдем жесткость системы [4]:

$$j = \frac{J_c J_u}{J_c + J_u}. \quad (2)$$

Рассмотрим жесткость системы инструмент - деталь на примере раскатывания втулок. Представим втулку в процессе раскатывания в виде тонкой цилиндрической оболочки, шарнирно опертой на концах и нагруженной в среднем сечении радиальными составляющими усилия, равномерно разнесенными по окружности и приложенными в точках контакта роликов. Такой случай рассмотрен в работе П.П. Бейларда [5].

Дифференциальные уравнения оболочки решаются методом разложения перемещений и нагрузок в двойные ряды Фурье.

В результате получено выражение для радиального перемещения ω , пригодное для численных расчетов:

$$\omega = \frac{12kl^3(1-\mu^2)P}{\pi h^3 E \rho} \left[\sum_n (-1)^{\frac{n-1}{2}} \frac{\sin \frac{n\pi}{l} x}{n^4 \pi^4 + 12(1+\mu^2)\alpha^4 \gamma^2} + \sum_m \sum_n (-1)^{\frac{n-1}{2}} \frac{2(m^2 \alpha^2 + n^2 \pi^2)^2}{T} \cos(Rm) \varphi \sin \frac{n\pi}{l} x \right],$$

где P - радиальное усилие на каждом ролике; k - количество сил (роликов);

E, μ - модуль упругости и коэффициент Пуассона материала раскатываемой втулки; $\rho = \frac{|D_d|}{2}$; $l; h$ - радиус, длина и толщина стенки втулки; $\alpha = \frac{2l}{|D_d|}$; $\gamma = \frac{|D_d|}{2h}$; x, φ -

цилиндрические координаты;

$$T = (m^2 \alpha^2 + n^2 \pi^2)^4 + 12(1-\mu^2)n^4 \pi^4 \alpha^4 \gamma^2 - m^2 \alpha^4 [2m^4 \alpha^4 + (6 + \mu - \mu^2)n^4 \pi^4 + (7 + \mu)m^2 \alpha^2 n^2 \pi^2]$$

Жесткость металорежущих станков исследовалась в лаборатории и на предприятии с помощью динамометров и индикаторов. Жесткость инструментов рассчитывалась по зависимостям теории упругости, расчеты проверялись экспериментально с помощью динамометров и индикаторов.

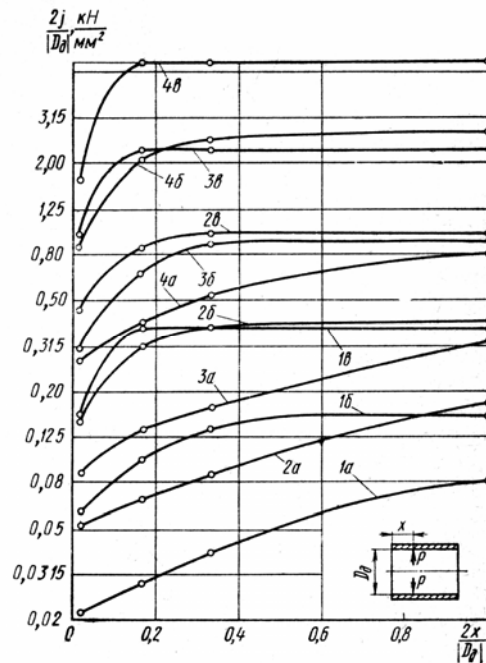


Рисунок 1 – Жесткость втулок вблизи торцов, нагруженных двумя (а), четырьмя (б) и восемью усилиями при $\gamma = 30$ (1), 20 (2), 15 (3), 10 (4)

По деформациям и приложенным усилиям рассчитывалась жесткость втулок. Графики изменения жесткости по длине втулок с различной толщиной стенки приведены на рис. 1. Графики показывают, что жесткость вблизи торца при двухроликовой схеме раскатывания примерно в 4 раза ниже жесткости на глубине, равной диаметру, причем на всей этой длине жесткость повышается по мере удаления от торца. Увеличение количества точек нагружения до 4 и тем более до 8 несколько сокращает перепад жесткости до трехкратного и существенно приближает к торцу сечение, в котором жесткость стабилизируется. Представляет интерес полное совпадение опытных значений жесткости, полученных на глубине, равной диаметру втулки, с расчетными значениями, для соответствующих γ и количества усилий. Необходимое для стабилизации рабочего усилия обкатывания снижение жесткости технологической системы достигается применением инструментов с пружинящими элементами [6, 7]. На рис. 2 показано однороликовое устройство с пружинящим корпусом для обкатывания вала. Важное достоинство инструментов этого типа заключается в их простоте. Требуемое снижение жесткости достигается за счет только изменения конфигурации корпуса без введения дополнительных деталей. Пружинящий корпус представляет собой консольный, круговой брус прямоугольного поперечного сечения. Его прогиб на уровне оси ролика может быть рассчитан в зависимости от усилия обкатывания P и геометрических размеров b, h, d, l (рис. 2):

$$f = \frac{12}{E} \cdot \frac{P}{b} \left[\frac{\pi}{16} \left(\frac{d}{h} + 1 \right)^3 + \frac{l}{h} \left(\frac{d}{h} + 1 \right)^2 + \frac{\pi}{2} \left(\frac{l}{h} \right)^2 \cdot \left(\frac{d}{h} + 1 \right) \right], \quad (3)$$

где E — модуль упругости материала.

Прогиб от усилия, приходящегося на единицу ширины пружинящей части корпуса, определяется его относительными размерами. Зависимость усилия обкатывания от прогиба пружинящих корпусов приспособлений с толщиной пружинящей части 10 мм показана на рис.3.

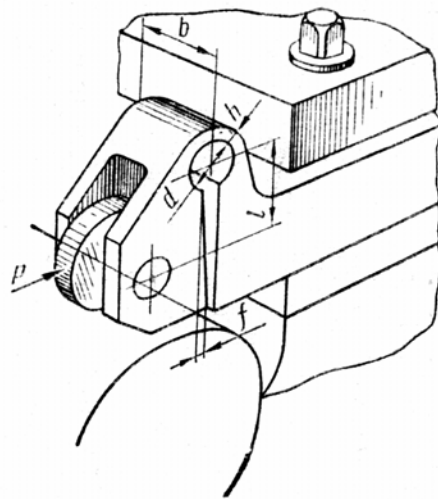


Рисунок 2 – Универсальное однороликовое устройство с пружинящим корпусом

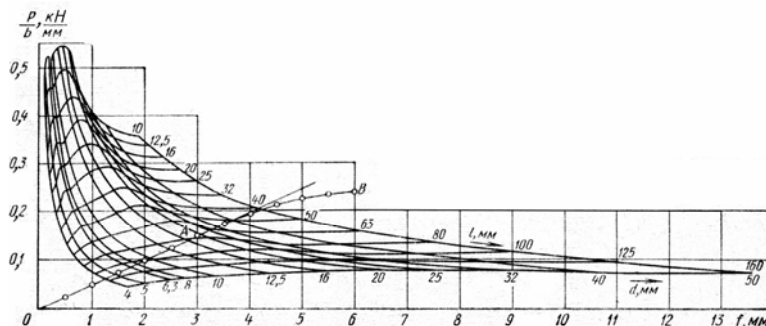


Рисунок 3 – Зависимость усилия обкатывания от прогиба пружинящих корпусов приспособлений с толщиной пружинящей части 10 мм

Высокая радиальная жесткость системы инструмент – деталь и, как следствие этого, непосредственная зависимость качества поверхности от небольших изменений натяга - серьезный и трудно преодолимый недостаток планетарных многорولیковых устройств. Создание практичной конструкции головок пониженной радиальной жесткости с роликами прямолинейного профиля остается актуальной проблемой, от решения которой зависит расширение номенклатуры раскатываемых деталей.

Список литературы

1. Бабей Ю.И. Поверхностное упрочнение металлов / Ю.И. Бабей, Б.И. Бутаков, В.Г. Сысоев - Киев: Наук. думка, 1995. – 256 с.
2. Фукс А.И. Определение оптимального состава гаммы горизонтально-расточных станков / А.И. Фукс, М. Е. Эльясберг. - М.: НИИМАШ, 1969. - 65 с.
3. Рыжов Э. В. Контактная жесткость деталей машин / Э. В. Рыжов. - М.: Машиностроение, 1968. -180 с.
4. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами / В.М. Браславский - М.: Машиностроение, 1975. -160 с.
5. Бейлард П. П. Напряжения от локальных нагрузок в цилиндрических сосудах давления / П. П. Бейлард // Вопросы прочности цилиндрических оболочек. - М., Оборонгиз, 1960, - С. 43—65.
6. Бутаков Б.И. Жесткость системы станок – инструмент - деталь при обкатывании деталей роликами / Б.И. Бутаков., А.В.Зубехина // Вісник аграрної науки Причорномор'я (випуск 4(47)).- Миколаїв: МДАУ, 2008. – С.193-205.
7. Бутаков Б.И. Жесткость технологической системы при обкатывании деталей роликами / Б.И.Бутаков, А.В.Зубехина // Тези доповідей 21-ої науково-теоретичної студентської конференції (18-20 березня 2009). – Миколаїв: МДАУ, 2009.- С. 62-68.

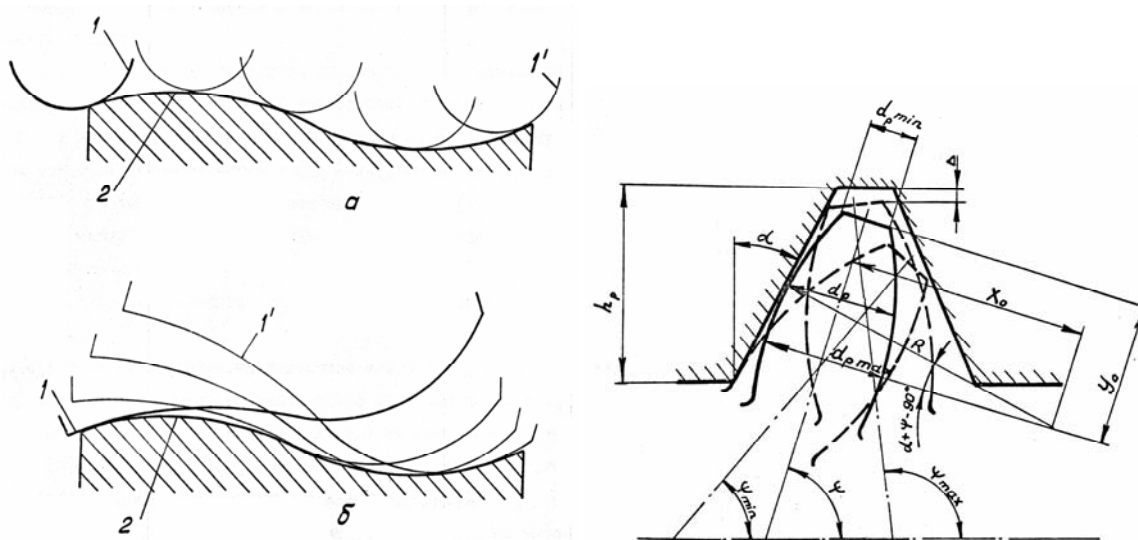
Технология обкатывания роликами трапецеидальных резьб и архимедовых червяков методом огибания

Д.П. Морозов, ст. гр. М5

Б.И. Бутаков, проф., д-р техн. наук

Николаевский государственный аграрный университет

Кинематика известного способа обкатывания детали роликом заключается во вращении ролика вокруг своей оси и в поступательной подаче его вдоль профиля обкатываемой поверхности из положения I в положение I' (рис. 1, а). При переменной кривизне профиля детали по мере подачи ролика изменяется приведенная кривизна в точке контакта: $1/R_{np} = 1/R_d + 1/r_p$, а это приводит к снижению качества обкатанной поверхности, так как нарушается условие оптимизации усилия обкатывания. Радиус кривизны ролика r_p при известном способе обкатывания должен быть заведомо меньше наименьшего радиуса вогнутого участка профиля детали, что ограничивает допустимую подачу и снижает тем самым производительность процесса. Способ обкатывания огибанием заключается в том, что точка контакта ролика (рис. 1, а, б) с деталью по мере его перехода в положение I' перемещается по детали в процессе взаимного огибания их профилей. Обкатывание, таким образом, происходит как в плоскости качения - поперечного сечения ролика, - так и в плоскости подачи его осевого сечения.



а – схема обкатывания деталей роликами с подачами продольной, б – схема обкатывания деталей роликами с подачами огибанием, в – схема расчета приведенного диаметра ролика и угла огибания

1 – ролик; 2 – деталь

Рисунок 1 – Схемы обкатывания деталей роликами

Профиль ролика при обкатывании огибанием [1] может иметь в общем случае переменную кривизну, согласованную с кривизной детали так, что в каждой точке обеспечиваются оптимальные условия их контакта. В частности, при этом способе

может обеспечиваться одинаковая приведенная кривизна профилей ($R_{np} - \text{const}$), что позволяет использовать постоянное рабочее усилие, достаточно большие подачи и гарантирует при этом качество поверхности и высокую производительность процесса. Кроме того, обкатывание огибанием позволяет более равномерно загрузить рабочую поверхность роликов за счет постепенного смещения точки их контакта с деталью вдоль профиля осевого сечения, причем смещение обеспечивается и при обкатывании деталей с прямолинейной образующей, например винтовых поверхностей.

Значение этого факта особенно велико для увеличения стойкости роликов малого диаметра. Схема обкатывания огибанием резьбы концевым роликом показана на рис. 1, в. Ролик подается поворотом его оси в плоскости осевого сечения детали. Форму ролика - радиус кривизны профиля, положение оси и торца ролика (x_o, y_o) относительно центра кривизны O - определяют исходя из режима обкатывания, прочности и размещения ролика во впадине обкатываемой резьбы. Угол огибания, необходимый для деформации витка по всей высоте образующей профиля резьбы в случае огибания без проскальзывания [1], составляет

$$\varphi = \frac{h_p - \Delta - 2[r_p \sin(\alpha + \psi_{\max}) - x_o] \cos \psi_{\max}}{r_p \cos \alpha}.$$

где Δ - гарантированный зазор между роликом и деталью; ψ_{\max} - конечный угол контакта ролика с деталью,

$$\psi_{\max} = \pi - [\alpha + \arccos(y_o / r_p)]. \quad (1)$$

В процессе огибания изменяется диаметр ролика, контактирующий с резьбой. Его величина определяется в связи с координатным углом ψ :

$$d_p = 2[r_p \sin(\alpha + \psi) - x_o] \quad (2)$$

и достигает максимума при $\psi = 90^\circ - \alpha$: $d_{p\max} = 2(r_p - x_o)$. Радиус кривизны ролика в сечении, проведенном нормально к образующей резьбы, учитывают при определении усилия обкатывания, полагая расчетный диаметр ролика

$$d_p = 2[r_p - x_o / \sin(\psi + \alpha)]. \quad (3)$$

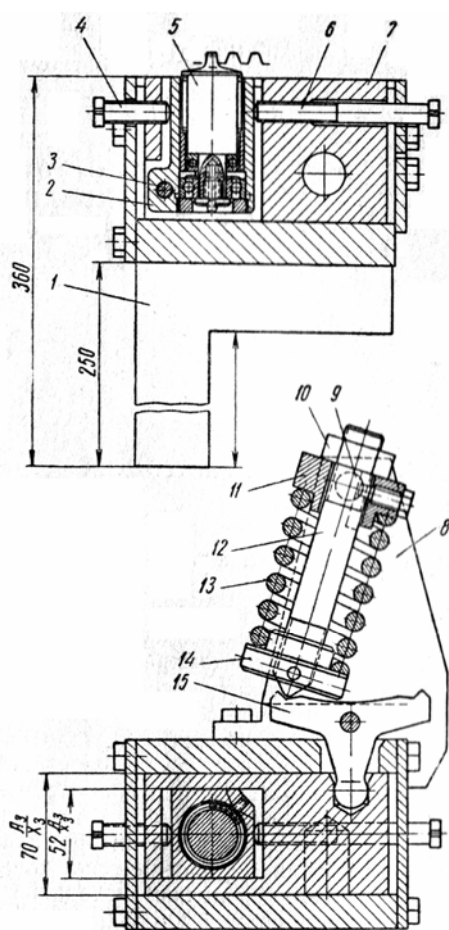
Наиболее ответственными узлами механизмов являются винтовые и червячные пары. В настоящее время проблема повышения долговечности винтовых и червячных пар оборудования, работающего в условиях большой запыленности остается весьма острой. В значительной степени эту проблему можно решить за счет повышения качества поверхностей винтов и червяков.

Большая глубина впадины профиля резьб при незначительной ширине впадины создает трудности при чистовом нарезании их по всей глубине профиля. Низкая виброустойчивость системы станок - резец - деталь не позволяет получить требуемую шероховатость поверхности, соответствующую $R_a = 0,16 \dots 1,25$ мкм (ГОСТ 2789-73). Чаще всего достигается шероховатость $R_z = 10 \dots 40$ мкм. Для получения требуемой шероховатости винтовой поверхности резьбы и червяки подвергаются поверхностному пластическому деформированию с помощью накатывания или обкатывания роликами. Резьбы метрические, трапецеидальные с шагом не более 8 мм и червяки с модулем $m < 3$ мм накатываются роликами, имеющими профиль накатываемой резьбы, без предварительного нарезания их резцами [2, 3]. Известные способы обкатывания

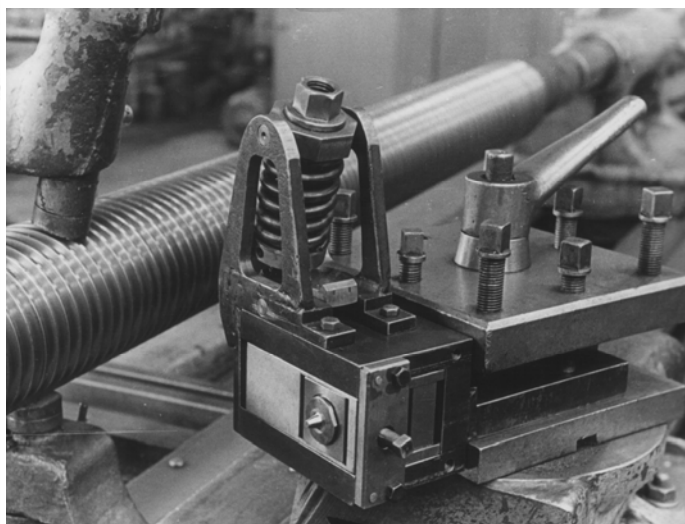
предварительно прорезанных резьб и червяков роликами резьбового профиля с небольшой положительной кривизной в осевом сечении детали также пригодны для обработки резьб с небольшим шагом [4].

Для обработки после предварительного нарезания резцом более крупных резьб с шагом $P_v = 8...16$ мм, но с небольшой по отношению к ширине впадины глубиной профиля и червяков с модулем $m = 3...5$ мм, в целях обеспечения интенсивной деформации металла поверхностного слоя при сравнительно небольших усилиях обкатывания (5-6 кН), допустимых на средних металлорежущих станках, применен способ обкатывания огибанием коническим консольным роликом.

Оптимальным с точки зрения наибольшей производительности при обкатывании является максимальный радиус кривизны профиля ролика. Ограничения на величину радиуса накладываются в связи с усилием, допускаемым механизмом подачи станка и прочностью роликов на изгиб. Для трапецеидальных резьб и червяков с шагами до 16 мм возможно применение роликов с прямолинейной образующей. В этом случае огибание в пределах угла $\pm 30'$ необходимо для компенсации погрешностей резьбы и колебаний жесткости системы станок - инструмент - деталь.



а)



б)

а – схема, б – общий вид

Рисунок 2 – Устройство для обкатывания трапецеидальных резьб и червяков с шагом 8... 16 мм

Устройство, показанное на рис. 2, состоит из рабочего ролика 5, установленного на подшипниках в рычаге 2, имеющем возможность поворачиваться на небольшой угол вокруг оси 3 в пазу ползуна 7. Последний находится в направляющих корпуса 1 и через рычаг 15 связан с пружиной 13, сжатие которой регулируется гайкой 14. Верхний

конец пружины упирается через опорную планку 11, ось 9 на кронштейны 8. Изменение углового положения оси ролика (подача огибанием) при обкатывании достигается вращением регулировочных винтов 4 и 6. Во время обкатывания устройство крепится в резцедержателе станка. Для обкатывания правой или левой стороны витка резьбы шпилька 12 устанавливается соответственно на левый или правый конец рычага 15. Когда ролик 5 войдет в контакт с винтовой поверхностью, между гайкой 10 и опорной планкой 11 должен быть зазор величиной 0,5 - 1 мм. Каждая сторона витка обкатывается за пять проходов. При первом и втором проходах ролик устанавливается так, что между образующими поверхностями резьбы и ролика создается клиновидный зазор с углом около $30'$, расширяющийся в направлении дна впадины, а зазор между дном впадины и торцом ролика составляет 0,5 мм. Для третьего и четвертого проходов ролик поворачивают вращением винтов 4 и 6 до совмещения образующих резьбы и ролика. Перед последним проходом создают клиновидный зазор, расширяющийся к наружной поверхности резьбы так, чтобы ролик мог деформировать поверхность витка, прилегающую ко дну впадины. С помощью этого устройства обкатывают трапецеидальные резьбы ходовых винтов металлорежущих станков, кантователей опок, станов холодной прокатки труб при капитальном ремонте. При нарезании винтов длиной до 11000 мм резцами вследствие малой жесткости детали удается получать шероховатость поверхности только $R_z = 20...40$ мкм. Обкатывание проводят за пять проходов на каждую сторону профиля резьбы. Подачу огибанием на угол $30'$ осуществляют перед каждым проходом ролика, кроме последнего. Усилие обкатывания в зависимости от шага резьбы изменяют в пределах 5 - 7 кН. Скорость обкатывания - 35 м/мин. После обкатывания шероховатость поверхности резьбы соответствует $R_a = 0,63$ мкм.

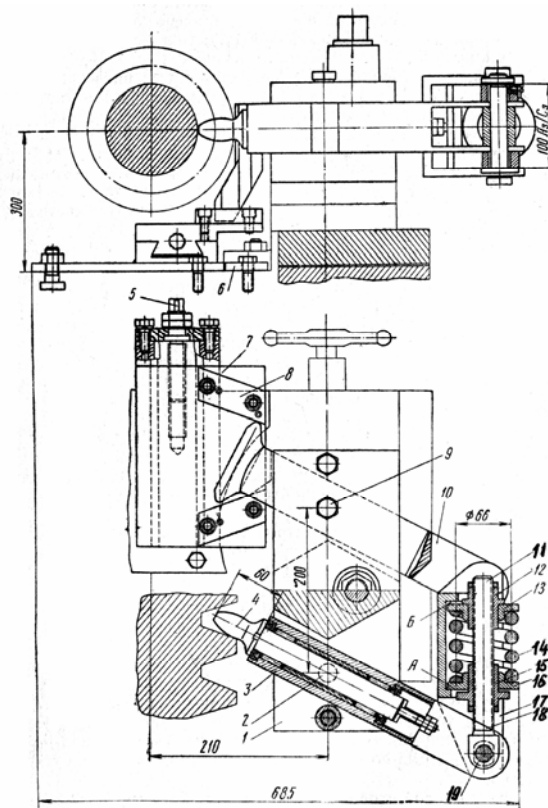


Рисунок 3 – Однороликовое устройство для обкатывания огибанием резьб и червяков с шагом более 16 мм

Перед внедрением процесса в производство был обкатан специально изготовленный отрезок ходового винта токарного станка 1К62 с шагом 12,7 мм и длиной 1000 мм. Длина винта и угол профиля резьбы замерялись до и после обкатывания. Длина измерена на оптиметре с точностью 0,001 мм. В результате обкатывания удлинение винта не обнаружено. Искажение угла профиля за счет смятия кромки не превышает 5'.

При обкатывании стандартных резьб с шагами более 16 мм использование роликов с прямолинейным профилем невозможно вследствие ограничения усилий возможностями станков, а для некоторых специальных резьб и червяков с увеличенной глубиной впадины из-за недостаточной прочности роликов. В этих случаях применяют устройства с роликами, имеющими конечный радиус кривизны. Такое устройство показано на рис. 3.

Устройство предназначено для работы на токарном станке с высотой центров 300 мм. Ролик 4, установленный в рычаге 3, может поворачиваться в корпусе 1 на цапфах 2. Ось 19 рычаг 3 шарнирно соединен с винтом 18, несущим пружину 14, сжатую гайками 12 и 15 между втулками 13 и 16. Рычаг 10, свободно качающийся на оси 9, имеет такие же плечи, как рычаг 3. Один конец рычага 10 шарнирно соединен с рычагом 3, а второй упирается в одну из копирных линеек 8. Корпус 1 устройства устанавливается вместо резцедержателя станка, а копирные линейки 8 крепятся к каретке 7, которая при настройке перемещается винтом 5 по направляющим, закрепленным на плотовине плиты 6. Огибание профиля сопровождается проскальзыванием ролика по обкатываемой поверхности.

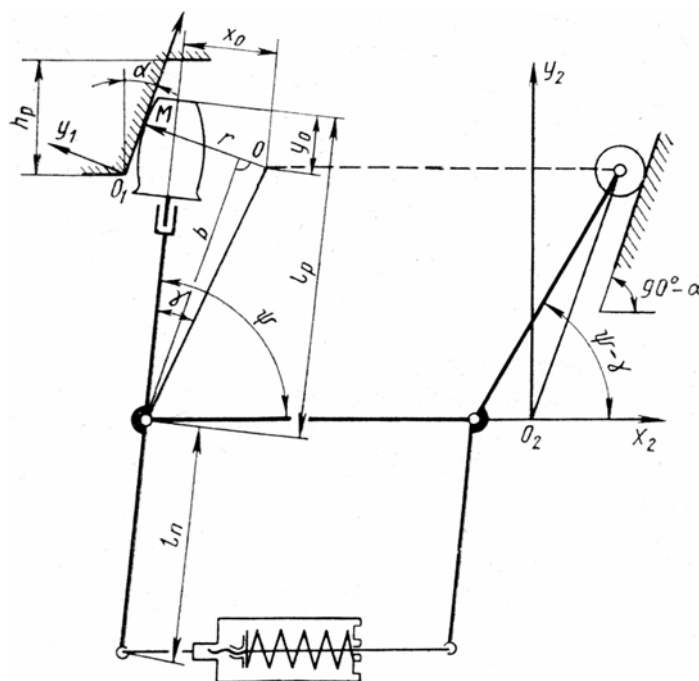


Рисунок 4 – Схема расчета подачи угла огибания и плеча усилия обкатывания

В этой связи изменяется угол огибания $\varphi = \psi_{\max} - \psi_{\min}$. Каждому значению координатного угла ψ (рис. 4) соответствует расстояние x_1 точки контакта M на образующей резьбы от ее наружной поверхности

$$x_1 = O_1M = \frac{(r_e - y_M + d_p | 2ctg \psi) \sin \psi - r_e + h_p - \Delta}{\cos \alpha}$$

Здесь r_e - расстояние от оси поворота ролика до его вершины; Δ - гарантированный зазор при обкатывании между вершиной ролика и дном впадины резьбы.

Учитывая, что $y_M = y_o + R \cos(\psi + \alpha)$ и принимая во внимание уравнение (2), получаем

$$x_1 = \frac{(r_e - y_e) \sin \psi - x_o \cos \psi - r_e - \Delta + h_p + r_p \sin \alpha}{\cos \alpha}. \quad (4)$$

Минимальное значение угла $\psi = \psi_{\min}$ при наличии проскальзывания определится при $x_1 = 0$:

$$\sin \psi_{\min} = \frac{(r_p \sin \alpha + h_p - \Delta - r_e)(y_o - r_e) - x_o \sqrt{(r_e - y_o)^2 - (r_p \sin \alpha + h_p - \Delta - r_e)^2} + x_o^2}{(r_e - y_o)^2 + x_o^2}. \quad (5)$$

Максимальное значение угла $\psi = \psi_{\max}$ определится по (1).

В связи с изменением диаметра ролика согласно (2) оптимальное усилие обкатывания, выбранное в зависимости от геометрических размеров ролика и детали и твердости по Бринеллю обкатываемого материала, не остается постоянным. Конструкция устройства позволяет автоматически изменять усилие за счет коррекции формы копирных линеек.

Испытание устройства для обкатывания червяков $m = 20$ мм проводилось на станке ТВ-30. Шероховатость поверхности перед обкатыванием соответствовала $R_z = 20 \dots 40$ мкм, после обкатывания $R_a = 0,32 \dots 0,63$ мкм. Скорость обкатывания 35-40 м/мин. Подача по профилю резьбы для $r_p = 63$ мм, $s_{x_1} = 1$ мм/х д.

Список литературы

1. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов – Киев: Наук. думка, 1995-256 с.
2. Писаревский М. И., Семин М. Т., Лапин В. В. Современная технология и оборудование для накатывания резьб, червяков и зубьев. Обзор.— М.: НИИМАШ, 1980.— 76 с.
3. Мисожников В. М. Накатывание червяков и шлицев // Прогрессивные методы изготовления, отделки и упрочнения металлических деталей пластическим деформированием.— М: Машгиз, 1962.— С. 81—89.
4. Цветков П. А., Горешников Н. А. Технология изготовления глобоидных червячных пар. Передовой научно-технический и производственный опыт.— М.: ГОСИНТИ. № 6—63—637/126, 1963.— 56 с.

Исследование и разработка технологии виброобкатывания шариками и роликами деталей вращения

Р.Ю. Пономарев, ст. гр. М5,
Б.И. Бутаков, проф., д-р техн. наук
Николаевский государственный аграрный университет

Для эффективного обкатывания стальных деталей типа валов после термообработки до твердости 600 НВ находит применение устройство с гибкими игольчатыми роликами [1]. Устройство показано на рис. 1.

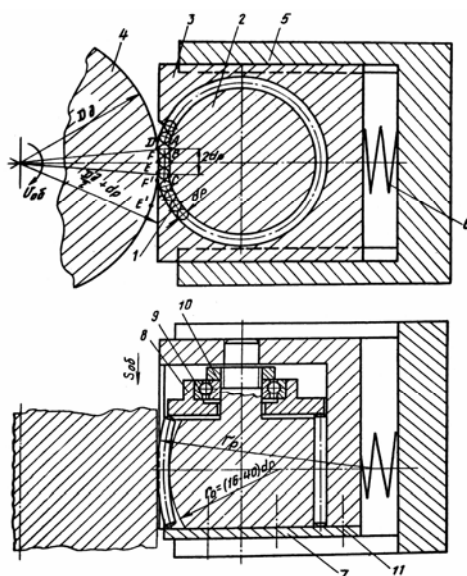


Рисунок 1 – Устройство для чистовой обработки поверхностей тел вращения

Выпукло-вогнутая лыска на цилиндрической поверхности оправки 2 выполнена вогнутой в плоскости обкатывания с радиусом кривизны, равным $(D_d/2 + D_p)$, шириной $2D_p$ и выпуклой в плоскости подачи, с радиусом кривизны, равным $(16-40) D_p$. При сжатии пружин 6 с помощью суппорта металлорежущего станка, на котором закрепляется устройство корпусом 5, с обоймой 3 и оправкой 2, поджимают ролики 1 к обрабатываемой детали. При вращении детали со скоростью $V_{об}$ ролики 1 прокатываются между поверхностями детали и выпукло-вогнутой лыски и деформируют поверхностный слой детали. При этом ролик, находящийся в контакте с оправкой и с деталью соответственно в точках С и Е, деформирует поверхность детали по дуге $E1E = 2D_p$, а ролик, находящийся в контакте с оправкой и деталью в точках В и Е, деформирует деталь по дуге $FF1 = D_p$, длина дуги: $FE = D_p (D_d - D_p) / D_d$.

Таким образом, поверхности, деформируемые двумя соседними роликами, перекрываются на величину $EF1 = FF1 - F1E = D_p/2$.

Такое перекрытие обеспечивает непрерывность пластической деформации поверхности детали близлежащими роликами. При этом в работе участвуют практически два ролика, так как при выходе из контакта нижнего ролика (точки Е, С) в это же время вступает в работу верхний ролик (точки D, А).

При диаметре роликов, $D_p = 5$ мм, профильный радиус ролика, $r_p = 500$ мм. При обкатывании вала диаметром 200 мм из стали марки 34ХН1М, твердостью 400 НВ ($KP = 4,5$), усилие обкатывания, выбранное по номограмме [2] в зависимости от геометрических размеров детали и обкатывающего ролика, равно $P = 6,3 \times 4,5 = 28,4$ кН. Так как в работе участвуют 2 ролика, то усилие пружины $P_{пр} = 2P = 57$ кН, подача равна 4 мм/об. Скорость обкатывания была принята равной 100 м/мин. В результате обработки получена шероховатость с $Ra = 0,16$ мкм, при исходной, $Rz = 20-30$ мкм.

Игольчатыми самоустанавливающимися роликами успешно обкатываются винтовые поверхности архимедовых и глобоидных червяков с модулями $m = 8-30$ мм, углами подъема линии витка $\gamma < 100$ и упорные резьбы с шагом 24-64 мм [2]. Например, винт электропружины с шагом резьбы 40 мм, изготовленный из стали 40, подвергся термообработке до твердости 217-255 НВ. Нажимные винты с шагами 24 и 32 мм изготавливались из улучшенной стали 34ХН1М твердостью 286-321 НВ. Резьба перед обкатыванием нарезалась твердосплавными резцами. Шероховатость поверхности резьбы перед обкатыванием соответствовала $Rz = 20...40$ мкм. Обкатывание, вместо полирования шкурками в течение 6 часов, проводилось с погонным усилием на игольчатом ролике 1,40; 1,68; 1,59 кН/мм соответственно для резьб с шагами 24, 32, 40 мм при скорости 3 м/мин за три прохода. В результате обкатывания получена интенсивная деформация поверхности упорной стороны витка по всей глубине профиля резьбы. Шероховатость обкатанной поверхности – $Ra = 0,32$ мкм. Твердость металла в поверхностном слое резьбы, имеющего сорбитную структуру, повысилась на 18-20 %. Это позволило снять закалку с резьбового участка винтов токами высокой частоты, в результате которой винты изгибало, что дополнительно усиливало износ гаек во время эксплуатации [2]. Подвергались обкатыванию игольчатыми самоустанавливающимися роликами во всей глубине профиля резьбы нажимные винты прокатных станов с шагом нарезки 48 и 64 мм, с расширенной впадиной резьбы [2].

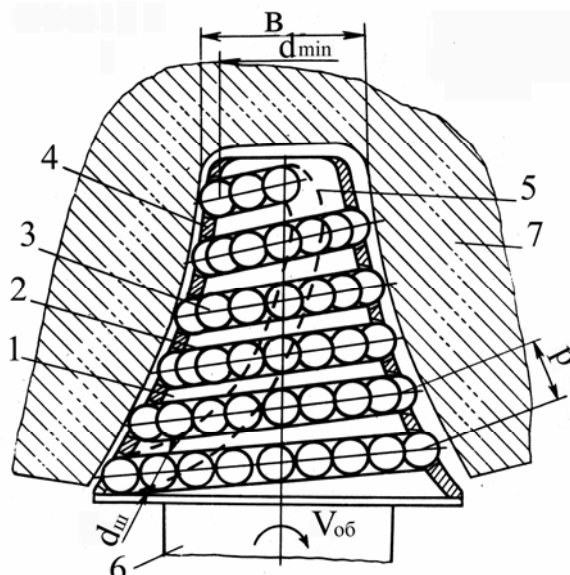


Рисунок 2 - Устройство для обкатывания шариками зубчатых колес, винтов, реек

Для получения регулярного микрорельефа на рабочих поверхностях зубчатых колес, реек, винтов разработано устройство для обкатывания шариками [3], показанное на рис. 2. Деформирующий инструмент 1 выполнен в виде пальцевой фрезы с рабочим участком, на наружной поверхности которого созданы винтовые канавки 2 полукруглого профиля. В канавке 2 установлены плотно друг к другу шарики 3 одного диаметра ($d_{ш}$) и удерживаются в канавке с помощью сепаратора 4, закрепленного к

корпусу. Винтовая канавка 2 замыкается каналом 5, в котором также плотно друг к другу установлены шарики 3. Деформирующий инструмент 1 устанавливается хвостовиком 6 в шпиндель металлообрабатывающего станка. Винтовая канавка 2 образована с шагом $P = (1,3 - 1,5) d_{ш}$. Устройство поджимается к обрабатываемой детали 7. При вращении шпинделя металлообрабатывающего станка деформирующий инструмент вращается со скоростью $V_{об}$. При этом шарики 3, часть которых в любой момент поджата к обрабатываемой поверхности детали 7, прокатываются между поверхностями детали 7 и канавки 2 и образуют на обкатываемой поверхности регулярный микрорельеф. Отработанные шарики возвращаются в исходный виток канавки через канал 5. Регулирование параметров микрорельефа на обкатанной поверхности осуществляется варьированием подачи обкатывания на каждый оборот инструмента, подбором диаметра шариков и шага винтовой канавки.

Совмещение чистового и упрочняющего обкатывания позволяет существенно повысить надежность оборудования и приносит значительный экономический эффект [2,4].

Список литературы

1. А.С. 218683 СССР, В24В 39/00. Способ чистовой обработки деталей пластическим деформированием роликом // Браславский В.М., Бутаков Б.И. - Оpubл. 17.05.68 - Бюл. № 17.
2. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов – Киев: Наук. думка, 1995 - 256 с.
3. А.С. 1588474 СССР, В21 Н 5/02; В24В39/04. Устройство для обкатывания поверхностей деталей // Бутаков Б.И., Маршалик Ю.З. – Оpubл. 30.08.90 – Бюл. № 32.
4. Семибратов В.П., Топычканов В.В., Бутаков Б.И. Экономическая эффективность обработки крупных деталей машин поверхностным пластическим деформированием // Вестник машиностроения – 1971 - № 12- С. 71 - 73.

Исследование и разработка технологии обкатывания роликами тормозных шкивов

А.В. Поставнюк, ст. гр. М5,
Б.И. Бутаков, проф., д-р техн. наук
Николаевский государственный аграрный университет

При эксплуатации буровых установок наблюдается растрескивание рабочей поверхности тормозных шкивов, что снижает их долговечность. После некоторого времени работы буровой установки многочисленные трещины покрывают контактную поверхность шкивов и служат очагами их усиленного износа. Интенсивное развитие трещин нередко приводит к разрушению шкивов и к аварийной остановке машины [1].

Трещины в тонком поверхностном слое шкива возникают и развиваются в результате резких изменений в нем температуры. Цикличность нагрузки из-за промежутков между колодками и их неравномерной приработки приводит к усталостному развитию трещин в направлении, перпендикулярном силе торможения вдоль образующей тормозного шкива. Конструкция шкивов буровой лебедки показана на рис. 1. Шкивы изготавливаются из литых заготовок стали 35ХНЛ. Напряженное состояние материала шкивов во время работы связано с наличием остаточных напряжений, возникших в процессе изготовления и эксплуатации шкивов. Значительная роль остаточных напряжений подтверждается тем, что шкивы разрушаются обычно не в процессе торможения, а через некоторое время после остановки лебедки. В это время шкивы остывают и остаточные напряжения в их поверхностном слое резко возрастают. О том, что в шкивах как вновь изготовленных, так и бывших в эксплуатации, имеются значительные остаточные напряжения, можно судить по данным табл. 1. В таблице приведена величина прогиба шкивов после разрезки их вдоль образующей цилиндрической поверхности.

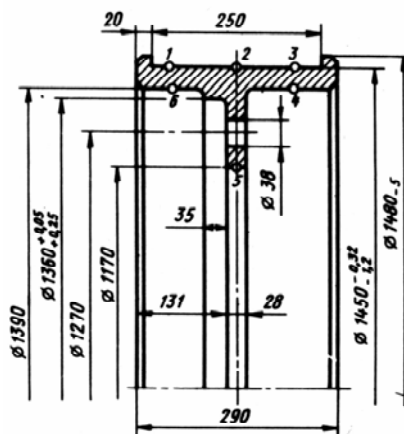


Рисунок 1 – Тормозной шків буровой лебедки У2-5-5

Прогиб f измерялся по расхождению двух маркированных образующих, нанесенных перед разрезкой шкива на расстоянии 200 мм друг от друга. Разрезали шків с помощью газа в середине между образующими. Вновь изготовленные шкивы имеют прогибы 20-30 мм, соответствующие изгибающему моменту 20-32 кН·м. После эксплуатации шкивов эти величины значительно возрастают. Прогибы достигают 50-90 мм, свидетельствуя об увеличении в поверхностных слоях шкивов остаточных

напряжений растяжения. Увеличение растягивающих напряжений вблизи поверхности шкивов в результате работы тормоза подтверждается также уменьшением посадочного диаметра шкивов, которое приводит к заклиниванию их на барабане лебедки. Чтобы снять такой шкив, приходится его разрезать.

Для создания сжимающих остаточных напряжений, препятствующих растрескиванию поверхностного слоя шкивов, обкатали роликом их контактную поверхность. Обкатывание выполнялось универсальным однороликовым устройством [2] на карусельном станке. Режимы обкатывания и прогиб шкивов после разрезки приведены в табл. 1 и на рис. 2.

Обкатывание заметно уменьшает прогиб, а при усилии обкатывания более 20 кН нередко изменяет направление прогиба. Однако деформация при разрезке характеризует лишь общую, усредненную картину напряженного состояния шкивов. Между тем большой интерес представляет распределение остаточных напряжений по сечению шкива, в особенности их величина в поверхностном слое, где зарождаются и развиваются трещины. Для построения эпюр остаточных напряжений в сечении шкива было проведено экспериментальное исследование. Данные табл. 1 показали, что напряжения в заготовках шкивов могут изменяться в широких пределах. Поэтому напряжения после различных видов обработки желательно сравнивать на одной и той же детали.

Таблица 1 – Деформация обкатанных шкивов после разрезки

Усилие обкатывания в кН	Радиус профиля ролика в мм	Число проходов при обкатывании	Скорость обкатывания в м/мин	Прогиб f в мм (расхождение краев после разрезки)	Изгибающий момент в кН·м
22,8	20	2	85	-8,75	-9,2
22,8	20	2	85	-7,2	-0,75
22,8	20	2	35	2,6	2,73
22,8	20	1	85	-7,15	-7,5
22,8	16	2	85	-2,92	-3,06
22,8	63	2	85	7,3	7,65
70	10	2	85	13,5	14,2
94	10	2	85	17,4	18,3

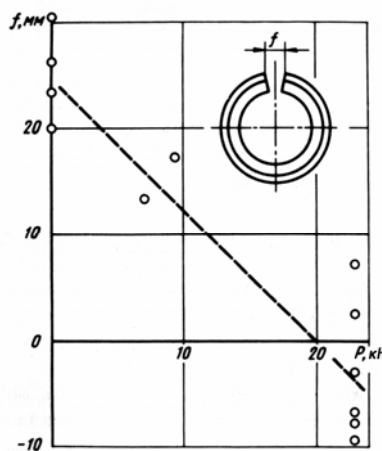


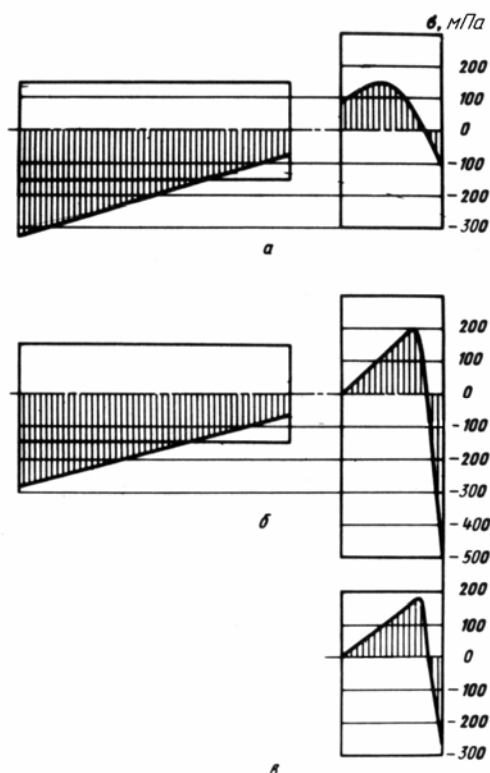
Рисунок 2 – Зависимость прогиба шкивов при разрезке от усилия обкатывания роликом контактной поверхности

Один из шкивов после механической обработки и протачивания реборд до диаметра 1450 мм был обкатан роликами на участках, прилегающих к торцам. Режимы обкатывания указаны в первой и шестой строках табл. 1. Первый режим - упрочняющий, второй - чистовой [2]. Ширина обкатанных участков равнялась 100 мм. В средней части шкива оставался необкатанный участок той же ширины. Обод обработанного таким образом шкива был отделен от фланца и разрезан на три кольца шириной 80мм.

Чтобы определить напряжения, кольца послойно обтачивали до толщины 15-17 мм. Всего сточено пять слоев по 3-4 мм. Деформации измеряли с помощью тензометрических датчиков сопротивления, укрепленных в тангенциальном и осевом направлениях с внутренней поверхности на четырех участках колец. Напряжения подсчитывали по методике, изложенной в работе [3] для дисков.

Несмотря на небольшое отношение (0,05) трещины колец к диаметру, осевые напряжения в кольцах сохранились и вызвали при обточке дополнительные деформации. Поэтому в показания тангенциальных датчиков внесены соответствующие поправки.

После обточки кольца разрезали по образующей с замером деформаций. Предполагают, что напряжения в оставшейся части колец распределены линейно. Чтобы учесть ту часть остаточных напряжений, которая высвобождается при разделении обода и фланца, были определены напряжения в двух других шкивах, один из которых подвергнут обкатыванию роликом, а второй не обкатан. После отрезки фланцы шкивов также разрезали по образующей, а по замеренной деформации вычислили напряжения. Эпюры суммарных остаточных напряжений приведены на рис. 3.



а - механическая обработка по серийной технологии; б - обкатывание с упрочняющим режимом; в - обкатывание с чистовым режимом

Рисунок 3 – Эпюры остаточных напряжений в изготовленных тормозных шкивах

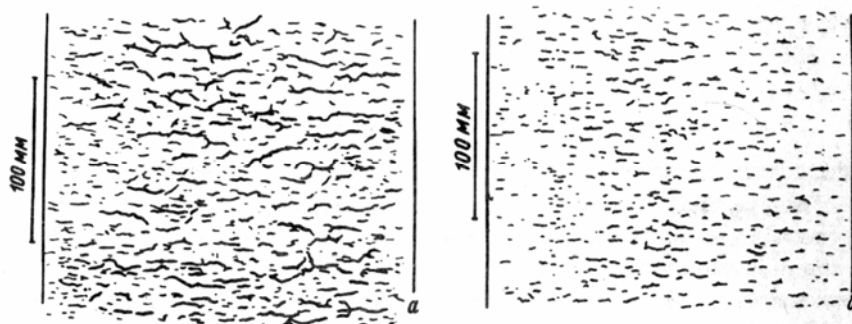
Дополнительно на одном из шкивов методом нанесения канавок с применением тензометрических датчиков сопротивления [4] были определены остаточные напряжения до и после упрочнения обкатыванием роликами. Для исследования на шкиве выбрали два участка, отстоящих один от другого на четверть окружности; на каждом из этих участков намечено шесть точек (см. рис. 1). В каждой из точек размещено по четыре датчика в тангенциальном направлении, а в точке 2, кроме того, четыре датчика в осевом направлении.

Учитывая предполагаемый большой градиент остаточных напряжений, возникающих в процессе обкатывания, надрезы в точках 1, 2 и 3 были сделаны ступенями по 2, 4 и 6 мм для оценки распределения напряжений по глубине. Усредненные величины остаточных напряжений, найденные методом нанесения канавок, приведены в табл. 3. Эти результаты подтверждают в целом данные, полученные методом обточки и разрезки шкивов.

Оценка изгибающих моментов по соответствующим эпюрам остаточных напряжений (см. рис. 3) показывает, что их порядок соответствует величинам, указанным в табл. 1, для шкивов, не бывших в эксплуатации. После механической обработки у наружной поверхности шкива наблюдаются сжимающие остаточные напряжения до 140 МПа. С увеличением глубины напряжения меняют знак, достигая максимума при напряжении около 150 МПа, и затем постепенно снижаются.

Обкатывание роликами приводит к увеличению сжимающих тангенциальных и осевых напряжений соответственно от 490 и 530 МПа в поверхностном слое и повышает уровень растягивающих напряжений в нижележащих слоях до 200 МПа, сдвигая их максимум к наружной поверхности. Абсолютные осевые остаточные напряжения в поверхностном слое выше, чем тангенциальные.

Остаточные напряжения во фланцах обкатанного и серийного шкивов различаются незначительно. Однако в необкатанном шкиве они несколько выше и могут достигать 300 МПа у внутренней поверхности. Образование больших сжимающих напряжений во фланце шкива объясняется двукратной разницей в толщине фланца и средней части обода во время заключительной стадии термической обработки заготовок шкивов - охлаждения в воде после нагрева до температуры отпуска.



а – серийного шкива; б – шкива, обкатанного роликом

Рисунок 4 – Контактная поверхность тормозных шкивов после 117 спуско-подъемов

Для испытания в эксплуатации обкатанные шкивы устанавливали на лебедки У2-5-5 в паре с серийными, где они работали с тормозными колодками из ретинакса ФК-24А. В процессе бурения контактная поверхность шкивов периодически осматривалась, причем фиксировались радиальный износ шкивов, количество и размер трещин на произвольно выбранном участке шириной 100 мм. На рис. 4 показана поверхность шкивов, отработавших 117 спуско-подъемов.

Шкивы испытывались в различных климатических зонах. В частности, две пары шкивов проверяли в зимних условиях при температуре воздуха минус 55°. Следует отметить сложность создания вполне идентичных условий работы шкивов в паре, а также субъективный характер визуальной оценки результатов испытаний. Это заставляет относиться к ним достаточно осторожно. Тем не менее, приведенные данные позволяют сделать вывод о полезности обкатывания роликами как средства уменьшения растрескивания рабочей поверхности шкивов. Полученный эффект был достигнут в результате обкатывания роликом шкивов при изготовлении. При работе лебедки по мере износа шкивов и многократного, иногда значительного нагрева их поверхности остаточные напряжения сжатия от обкатывания неизбежно снимаются. Поэтому, чтобы в полной мере использовать возможности обкатывания роликом, следовало бы периодически восстанавливать сжимающие остаточные напряжения в поверхностном слое повторным обкатыванием.

Список литературы

1. Сб. статей «Производство крупных машин». Технология механической обработки и сборки. Вып. XXV. – М.: Машиностроение. - 1975. – 232 с.
2. Браславский В. М. Обкатывание роликами фасонных поверхностей. — «Станки и инструмент», 1968, № 8, - С. 19—21.
3. Кобрин М.М., Дехтярь Л.И. Определение внутренних напряжений в цилиндрических изделиях. – М.: Машиностроение. - 1965. – 175 с.
4. Михайлов О.Н. Определение остаточных напряжений методом канавки. Сб. статей «Производство крупных машин». Вып. XIX. – М.: Машиностроение. - 1969. - С. 53 – 63.

Упрочнение зубчатых колес обкатыванием их роликами

А.С. Слонь, ст. гр. М5,
Б.И. Бутаков, проф., д-р техн. наук
Николаевский государственный аграрный университет

Радиусы переходных кривых у основания зубьев зубчатых колес существенно влияют на предел выносливости зубьев при изгибе. Это объясняется тем, что опасное сечение зубьев располагается в зоне переходной кривой и от ее кривизны зависит величина опасного сечения основания зуба. Кроме того, радиус переходной кривой вызывает концентрацию напряжений у основания зубьев. В работе [1] показано, насколько может изменяться коэффициент концентрации напряжений в зависимости от радиусов переходных кривых для зубчатых колес различных геометрических параметров и даны рекомендации по расчету теоретических коэффициентов концентрации напряжений $k = 1 + 0,15S_0 / \rho_f$, где S_0 — толщина зуба в опасном сечении; ρ_f - радиус кривизны переходной кривой. Максимальное значение k при нагрузке на вершине зуба может достигать 2 - 2,2 [2]. Поэтому усталостная поломка зубьев шестерен - одна из основных причин преждевременного выхода из строя зубчатых колес различных машин. Дополнительная концентрация напряжений возникает от грубой шероховатости или зарезов на поверхности впадин или переходной кривой, где дефекты механической обработки встречаются наиболее часто. Кроме того, в тех случаях, когда закалка зубьев не захватывает дна впадины и остаточные растягивающие напряжения выходят на поверхность в опасных сечениях зубьев, дополнительно снижается их прочность изгибу. По данным [3], применение термической и термохимической обработки для повышения контактной прочности зубьев часто приводит к снижению прочности изгиба на 30—80 %.

На рис. 1 показаны три формы профилей прикорневых частей ножек зубьев с модулем 26 мм [4] и указаны соответствующие этим профилям коэффициенты концентрации напряжений, полученные поляризационно-оптическим методом на моделях натуральной величины. Первый круговой профиль сопряжения применяется в цилиндрических зубчатых колесах, изготавливаемых методами огибания на зубофрезерных и зубодолбежных станках. Две другие формы профилей характерны для конических зубчатых колес, нарезаемых на зубострогальных станках по копирам.

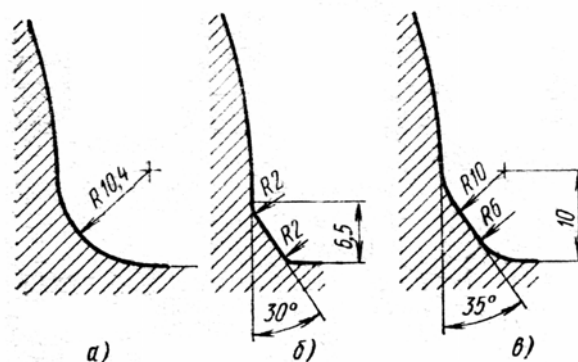


Рисунок 1 – Формы прикорневой части зубьев крупномодульных зубчатых колес с коэффициентами концентрации напряжений 1,4 (а), 1,65 (б) и 1,52 (в)

Мелкомодульные зубчатые колеса в массовом и крупносерийном производствах накатывают объемным холодным пластическим деформированием [5]. Для средних модулей (7 – 10 мм) применяют специальные станки, на которых обкатывают впадину и переходную кривую в ножке зуба [1, 2]. ППД переходной кривой у ножки зубьев крупномодульных шестерен ($m = 26$ мм; $Z_{ш} = 32$) бортовых передач карьерных экскаваторов осуществлено с помощью устройства с поперечным обкатыванием колеса (рис. 2). Устройство состоит из корпуса 1, нагружающего узла и рабочего ролика. Ролик сборной конструкции состоит из дисков 7 и 9, между которыми закреплены зубья-пуансоны 8. Ролик установлен на радиально-упорных подшипниках 6 в головке 5, расположенной в направляющих корпуса. Нагружающий узел имеет две пружины 3, усилие сжатия которых регулируют гайками 4 и передают на ролик через планку 2. Зубья-пуансоны являются деформирующими элементами ролика. При обкатывании упрочняемое колесо вращает зубчатый ролик, поджатый силовым механизмом. Зубья-пуансоны соприкасаются с упрочняемым колесом только по впадинам между зубьями. Эвольвентный участок зубьев колеса в работе не участвует. Поэтому межцентровое расстояние в паре упрочняемое колесо-ролик изменяется от максимума, в момент, когда зуб ролика пересекает линию цилиндров, до минимума, когда эту линию пересекает зуб колеса. Такой характер работы приводит к динамическому приложению нагрузки, усиливающей деформацию металла, а следовательно, и упрочняющий эффект обкатывания. Высокая степень наклепа металла достигается за счет малого профильного радиуса кривизны зубьев-пуансонов в осевом сечении. Для упрочнения зубчатых колес бортовой передачи карьерных экскаваторов создан специальный станок-полуавтомат [4]. На станке можно реализовать следующие режимы упрочнения: частота вращения упрочняемого колеса 2 - 5 мин⁻¹; подача ролика вдоль зуба упрочняемого колеса 0,6; 1,04; 1,32, 1,6 мм/об; рабочее усилие 10 - 30 кН.

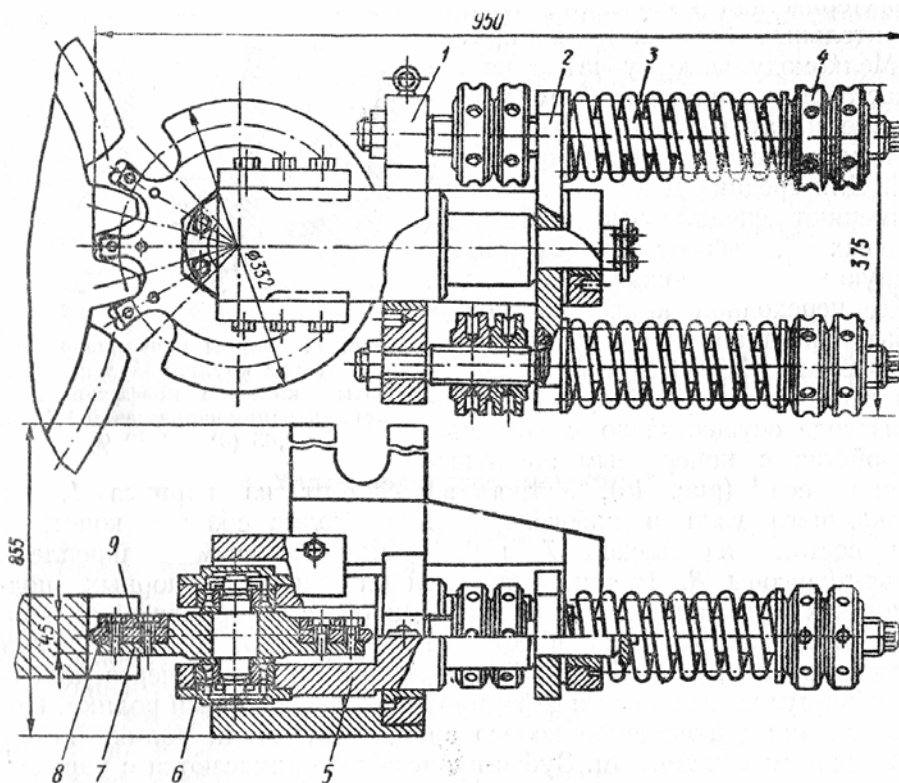
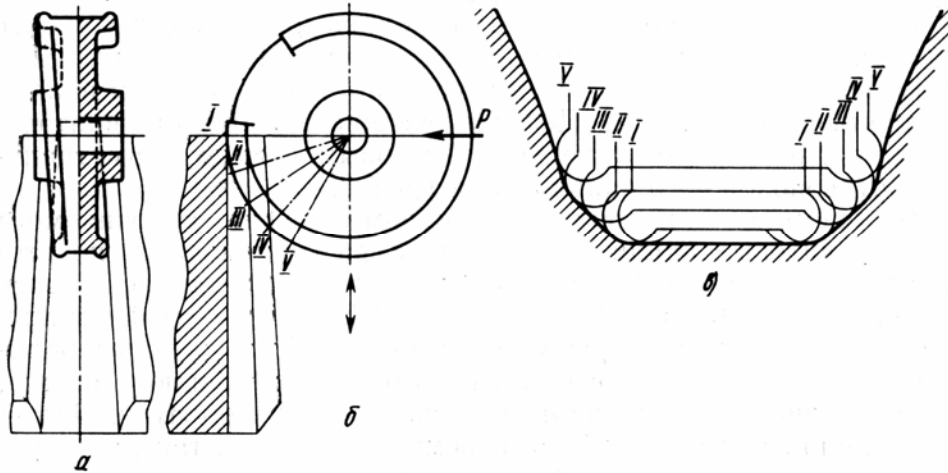


Рисунок 2 – Устройство для поперечного обкатывания зубчатого колеса бортовой передачи экскаватора на токарном станке

Основная трудность обкатывания роликами конических колес связана с переменной шириной впадин между зубьями. Для упрочнения конических колес разработан способ обкатывания впадин винтовыми роликами и полуавтомат для реализации этого способа [4]. Деформирующие поверхности винтового ролика расположены по двум винтовым линиям взаимно противоположного направления (рис. 3, а).



а - форма ролика в осевой плоскости; б - форма ролика, вид в направлении оси ролика; в - подача ролика по поверхности впадины

Рисунок 3 – Схема продольного обкатывания конических зубчатых колес

Во время качения ролика в осевом сечении упрочняемого колеса винтовые линии профилей ролика разворачиваются по сторонам трапеций, представляющим собой образующие ножек упрочняемых зубьев. Однако для эффективной деформации металла во впадинах крупномодульных зубчатых колес роликом, профиль которого соответствует профилю впадин, потребовались бы слишком большие усилия обкатывания. Такой ролик должен иметь профиль переменной формы, так как переходная кривая у корня зубьев конических колес изменяет свою форму по длине зуба соответственно изменению модуля.

Эти трудности можно обойти, если придать ролику постоянную увеличенную относительно профиля впадины кривизну, а для того, чтобы вся опасная зона у корня зубьев была деформирована, после каждого прохода по впадине необходимо сообщать ролику круговую подачу. Поворот на небольшой угол разводит винтовые линии рабочих профилей ролика в рассматриваемом сечении (рис. 3, б) и перемещает точки контакта ролика с колесом по ширине обкатываемой впадины. Показанные на рис. 3, в пять положений профиля ролика во впадине (I—V) соответствуют пяти отмеченным осевым сечениям ролика. Шаг винтовой линии профиля ролика зависит от размеров упрочняемого зубчатого колеса: $P_6 = \pi D_p a_o / L$, где a_o - половина ширины впадины на расчетном диаметре у наружного торца зубчатого колеса; L - длина образующей делительного конуса упрочняемого зубчатого колеса. Выбрав в качестве расчетного диаметр основной окружности, получим

$$P_6 = \frac{\pi D_p m Z_u \cos \alpha}{2L \cos \varphi} \sin \left[\frac{\pi \cos \varphi}{Z_u} - \text{inv} \alpha \right],$$

где φ - угол начального конуса упрочняемого зубчатого колеса.

Станок-полуавтомат для осуществления описанного процесса обкатывания конических шестерен винтовым роликом обеспечивает определенное угловое положение ролика относительно обкатываемого колеса и заданную круговую подачу ролика на каждый его двойной ход. Кроме поперечного обкатывания цилиндрических зубчатых колес разработаны способ и станок-полуавтомат для продольного обкатывания колес торообразными консольными роликами с подачей их по профилю переходной поверхности у ножек зуба [6].

Список литературы

1. Генкин М. Д., Рыжов М. А., Рыжов Н. М. Повышение надежности тяжело нагруженных зубчатых передач.— М.: Машиностроение, 1981.— 232 с.
2. Устиненко В. Л. Напряженное состояние зубьев цилиндрических прямозубых колес.— М.: Машиностроение, 1972.— 92 с.
3. Применение поверхностного наклепа для упрочнения зубчатых колес станков.— М.: ОНТИ ЭНИМС, 1968.— 27 с.
4. Браславский В. М. Технология обкатки крупных деталей роликами.— М.: Машиностроение, 1975.— 160 с.
5. Писаревский М. И., Семин М. Т., Лапин В. В. Современная технология и оборудование для накатывания резьб, червяков и зубьев. Обзор.— М.: НИИМАШ, 1980.— 76 с.
6. Браславский В. М., Бараз А. А. Деформационное упрочнение деталей машин // Вестник машиностроения.— 1983.— № 7.— С. 61—63.

Разработка технологии обкатывания роликами наплавленных валов

О.В. Тхорук, ст. гр. М5,
Б.И. Бутаков, проф., д-р техн. наук
Николаевский государственный аграрный университет

В связи с расширяющимся применением деталей, наплавленных сталями марок 06Х19Н9Т, 3Х13, 20Х10Г10Т и т.п. возникла необходимость в чистовой обработке поверхностным пластическим деформированием наплавленных поверхностей. Обкатывание таких поверхностей обычными торообразными роликами сопровождается образованием волнистости из-за периодической (по шагу наплавки) переменной твердости наплавленного металла (при шаге наплавки 16 мм колебание твердости от 170 до 225 $HV10$). Поэтому для обкатывания подобных деталей в качестве деформирующего элемента был применен бочкообразный ролик диаметром 12,5 мм с радиусом рабочего профиля 600 мм [1]. При таком радиусе контакт ролика с обрабатываемой поверхностью превышает шаг наплавки, а малый диаметр ролика обеспечивает интенсивную деформацию металла, несмотря на уменьшение кривизны ролика в его осевом сечении.

Устройство для обкатывания крупных валов бочкообразным роликом показано на рис. 1. Количество опорных роликов выбирается в зависимости от требуемого усилия обкатывания и диаметра рабочего ролика. Для рабочего ролика диаметром 12,5 мм при усилиях обкатывания до 60 кН принята шестирольковая схема. Рабочий ролик 1 опирается на два промежуточных ролика 2, которые, в свою очередь, лежат на трех опорных роликах 3, установленных на осях 4 в поворотной головке 5. В осевом направлении положение рабочего ролика фиксируется упором, изготовленным из стали ХВГ и закаленным до твердости 60-62 HRC . Промежуточные и опорные ролики торцами опираются в упорные шариковые подшипники. Головка крепится к штоку 6 с помощью винтов, которые позволяют выверять ее угловое положение для уменьшения осевой составляющей усилия обкатывания на рабочем ролике. Усилие обкатывания создается гидроцилиндром 8 и определяется по манометру. Оно передается на ролик через пакет тарельчатых пружин 7, снижающих жесткость системы.

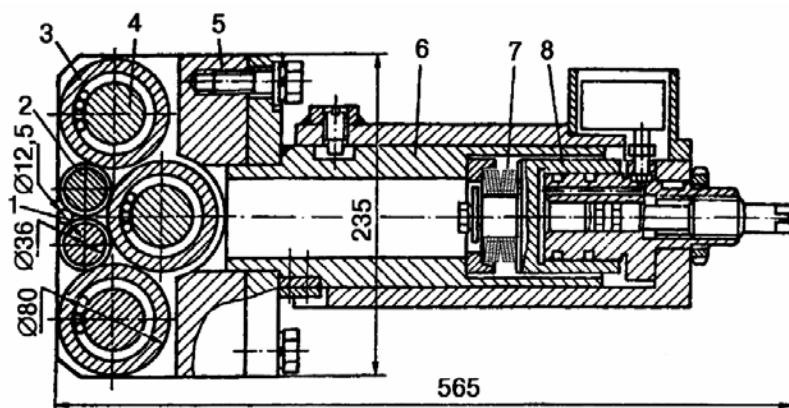


Рисунок 1 – Устройство для обкатывания крупных валов бочкообразным роликом

С помощью описанного устройства обкатывают, например, рабочие поверхности плунжера (диаметром 1340 x 3250 и 650 x 3020 мм), наплавленные сталью 06Х19Н9Т.

Под обкатывание плунжер обтачивается широким резцом с подачей 4 мм/об. Ось рабочего ролика устанавливается горизонтально, для чего роликовая головка устройства выверяется маятниковым угломером. При усилии обкатывания 42,5 кН, продольной подаче 3 мм/об и скорости обкатывания 35 м/мин получена шероховатость поверхности, соответствующая параметру $Ra = 0,63$ мкм при исходной, $Rz = 20$ мкм. После обкатывания твердость поверхностного слоя повышается на 10% по сравнению с исходной, и что особенно существенно, выравнивается; ее колебания в пределах одного шага наплавки, достигавшие 27%, снижаются до 10%. Большое увеличение твердости (на 50-55%) достигается при обкатывании плунжеров, наплавленных сталью 20X10Г10Т. В результате обкатывания гидроабразивный износ наплавленных плунжеров уменьшается на 15-18% и заметно повышается их кавитационная стойкость.

Для эффективного обкатывания деталей типа валов после термообработки до твердости 600 НВ находит применение устройство с гибкими игольчатыми роликами [1]. Устройство показано на рис. 2. Выпукло-вогнутая лыска на цилиндрической поверхности оправки 2 выполнена вогнутой в плоскости обкатывания с радиусом кривизны, равным $(D_d/2 + D_p)$, шириной $2D_p$ и выпуклой в плоскости подачи, с радиусом кривизны, равным $(16-40) D_p$. При сжатии пружин 6 с помощью суппорта металлорежущего станка, на котором закрепляется устройство корпусом 5, с обоймой 3 и оправкой 2, поджимают ролики 1 к обрабатываемой детали. При вращении детали со скоростью $V_{об}$ ролики 1 прокатываются между поверхностями детали и выпукло-вогнутой лыски и деформируют поверхностный слой детали. При этом ролик, находящийся в контакте с оправкой и с деталью соответственно в точках C и E , деформирует поверхность детали по дуге $E^1E = 2D_p$, а ролик, находящийся в контакте с оправкой и деталью в точках B и E , деформирует деталь по дуге $FF^1 = D_p$, длина дуги: $FE = D_p (D_d - D_p) / D_d$.

Таким образом, поверхности, деформируемые двумя соседними роликами, перекрываются на величину $EF^1 = FF^1 - F^1E = D_p^2 / D_d$.

Такое перекрытие обеспечивает непрерывность пластической деформации поверхности детали близлежащими роликами. При этом в работе участвуют практически два ролика, так как при выходе из контакта нижнего ролика (точки E, C) в это же время вступает в работу верхний ролик (точки D, A).

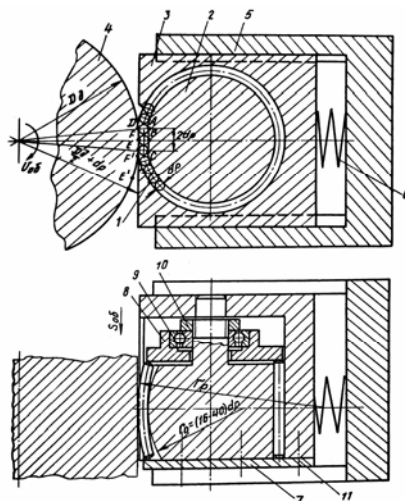


Рисунок 2 – Устройство для чистовой обработки поверхностей тел вращения

При диаметре роликов, $D_p = 5$ мм, профильный радиус ролика, $r_p = 500$ мм. При обкатывании вала диаметром 200 мм из стали марки 34ХН1М, твердостью 400 НВ ($K_p = 4,5$), усилие обкатывания, выбранное по номограмме [1] в зависимости от

геометрических размеров детали и обкатывающего ролика, равно $P = 6,3 \times 4,5 = 28,4$ кН. Так как в работе участвуют 2 ролика, то усилие пружины $P_{np} = 2P = 57$ кН, подача равна 4 мм/об. Скорость обкатывания была принята равной 100 м/мин. В результате обработки получена шероховатость с $Ra = 0,16$ мкм, при исходной, $Rz = 20-30$ мк.

Список литературы

1. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов – Киев: Наук. думка, 1995-256 с.

Обкатывание стальных деталей роликами малого диаметра

А.Н. Визиренко, ст. гр. М5,

Л.Л. Слива, ст. гр. М5,

А.В. Зубехина, ассист.,

Б.И. Бутаков, проф., д-р техн. наук

Николаевский государственный аграрный университет

Производительность процесса обкатывания при ограничении скорости обкатывания можно повысить за счет увеличения подачи ролика. Подача и количество продольных проходов ролика кругового профиля при обкатывании определяются (табл. 1) в зависимости от профильного радиуса ролика, требуемой и исходной шероховатости поверхности и количества роликов в устройстве [1]. Как видно из таблицы, ограничение усилия обкатывания углом вдавливания в плоскости подачи ролика $\varphi_a = 2,5^\circ$ позволяет снизить шероховатость по параметру R_a с 10,0 до 1,25; 5,0—0,63 и 2,5—0,32 мкм. Дальнейшее повышение усилия обкатывания в случае применения традиционных устройств, в которых роликовый узел установлен на опорах скольжения, приводит к появлению волнистости на обкатанной поверхности.

В этом случае увеличение профильного радиуса ролика — один из путей повышения производительности обкатывания. Однако увеличение радиуса влечет за собой рост рабочего усилия. Увеличить степень пластической деформации при малых значениях φ_a , что предотвращает появление волнистости, можно за счет уменьшения диаметра ролика. При уменьшении диаметра ролика уменьшается размер b отпечатка, иначе говоря, при данном допускаемом усилии обкатывания с уменьшением диаметра ролика может увеличиваться его профильный радиус, а следовательно, возрастать подача, и, тем самым, повышаться производительность. Так, если у ролика с профильным радиусом 160 мм уменьшить диаметр до 50 мм, то рабочее усилие с 50,0 кН можно снизить до 40,0 кН, а если применить ролик диаметром 25 мм, тот же эффект будет получен при усилии 30,0 кН, т. е. обкатывание можно выполнить более легким устройством на станке меньших размеров. Если же станок, на котором выполняется обкатывание, позволяет использовать рабочее усилие 50,0 кН, то профильный радиус ролика может быть увеличен с 160 до 250 мм, соответственно увеличится подача с 2,25 до 3,2 мм/об (см. табл. 1). Обычно применяемые для чистового обкатывания ролики кругового профиля имеют отношение радиусов кривизны осевого и поперечного сечения в диапазоне 2—0,5. Отпечатки этих роликов на цилиндрических деталях имеют форму эллипсов с отношением осей с $b/a = 0,45... 2,5$. Для ролика диаметром 12,5 мм с профильным радиусом 100 мм это отношение составляет 16, а для такого же ролика с радиусом 600 мм — 96. Отпечатки роликов представляют собой вытянутые в направлении подачи эллипсы с $b/a = 0,25...0,05$. В табл. 2 приведены размеры отпечатков трех роликов, полученные при разных усилиях вдавливания [1]. Условия деформации поверхностного слоя детали под такими роликами сильно отличаются от условий обычного обкатывания. По мере увеличения профильного радиуса и уменьшения диаметра ролика точечный исходный контакт с деталью все более приближается к линейному. Поэтому естественным развитием формы таких роликов являются цилиндрические ролики малого диаметра с прямолинейной образующей, имеющей скругления лишь у торцов. Преимущество роликов с цилиндрическим рабочим участком — независимость длины их контакта с деталью и угла вдавливания

от профильного радиуса. В табл. 2 приведены размеры отпечатков бочкообразных роликов и роликов прямолинейного профиля диаметрами 80, 32, 12,5 и 5 мм.

Таблица 1 – Подача при обкатывании стальных деталей роликами кругового профиля, S мм/об.

Профильный или приведенный радиус ролика (r_p), мм	Требуемая R_a , мкм						
	1,25		0,63		0,32		
	Исходная R_a , мкм						
	10,0	5,0	2,5	5,0	2,5	2,5	1,25
5	0,07	0,15	0,3	0,07	0,15	0,07	0,15
6,3	0,09	0,18	0,36	0,09	0,18	0,09	0,17
8	0,12	0,23	0,46	0,12	0,23	0,12	0,19
10	0,15	0,29	0,56	0,15	0,29	0,15	0,21
12,5	0,18	0,37	0,64	0,18	0,34	0,18	0,24
16	0,23	0,47	0,72	0,23	0,39	0,23	0,27
20	0,29	0,58	0,80	0,29	0,42	0,29	0,30
25	0,37	0,83	0,88	0,37	0,48	0,35	0,35
32	0,47	0,94	1,00	0,47	0,54	0,39	0,39
40	0,58	1,12	1,12	0,58	0,60	0,43	0,43
50	0,74	1,24	1,24	0,66	0,66	0,48	0,48
63	0,92	1,40	1,40	0,72	0,72	0,54	0,54
80	1,17	1,60	1,60	0,84	0,84	0,60	0,60
100	1,45	1,80	1,80	0,96	0,96	0,66	0,66
125	1,8	2,0	2,0	1,05	1,05	0,75	0,75
160	2,25	2,25	2,25	1,23	1,23	0,85	0,85
200	2,55	2,55	2,55	1,35	1,35	0,95	0,95
250	2,9	2,9	2,9	1,55	1,55	1,1	1,1
320	3,2	3,2	3,2	1,7	1,7	1,2	1,2
400	3,6	3,6	3,6	1,9	1,9	1,4	1,4
500	4,0	4,0	4,0	2,2	2,2	1,55	1,55
630	4,6	4,6	4,6	2,4	2,4	1,7	1,7

Полученный отпечаток цилиндрического ролика диаметром 12,5 мм близок по размерам длины и ширины к размерам эллиптического отпечатка ролика такого же диаметра, но имеющего круговой профиль с радиусом 600 мм. Для чистовой обработки использование роликов прямолинейного профиля предпочтительнее, так как они позволяют задавать произвольную длину отпечатка, в то время как у роликов кругового профиля размер отпечатка зависит от угла вдавливания ролика. С целью определения возможностей интенсификации процесса пластической деформации поверхностного слоя за счет применения в качестве деформирующих элементов роликов малого диаметра исследовались шероховатость поверхности валов, обкатанных цилиндрическими роликами диаметрами 3, 4, 5, 12,5 32, 80, 125 мм.

Обкатывание проводили устройствами двух типов, одно из них представлено на рис. 1, где показана конструкция гидравлического устройства для обкатывания валов самоустанавливающимися роликами. Ролик может поворачиваться вокруг оси, проходящей перпендикулярно линии его контакта с обкатываемой деталью. Под действием рабочего усилия в случае наличия перекоса возникает момент,

поворачивающий ролик до восстановления его контакта с деталью по всей длине цилиндрического участка.

Таблица 2 – Размеры отпечатков роликов кругового и прямолинейного профиля при обработке стали 40

<i>HВ</i>	D_0 , мм	D_p , мм	z_p , мм	P , кН	$2a$, мм	$2b$, мм	b/a
160	210	12,5	100	45,5	11	3	0,27
				13,5	8	1,5	0,19
		12,5	250	47,6	15	3	0,2
				34,0	13	2,5	0,192
				18,2	25	1,8	0,18
		12,5	600	47,6	21	2	0,08
				34,0	16	1,6	0,076
				18,2	28	1,2	0,075
185	220	80	∞	61,0	27,3	4,7	0,168
				52,0	26,9	4,0	0,146
				42,0	25,8	3,8	0,142
				32,0	27,7	3,5	0,136
		32	∞	61,0	27,2	3,5	0,126
				52,0	25	3,2	0,118
				42,0	26,6	2,8	0,105
				32,0	23	2,6	0,104
		12,5	∞	50,0	25	2,0	0,087
		5	∞	50,0	13	1,2	0,048

Корпус несет пиноль 5. В вилке пиноли на цапфах устанавливается головка 2 с рабочим 1 и опорными 3 роликами. Рабочее усилие обкатывания обеспечивается гидравлическим силовым цилиндром 7, давление в котором создается винтом 8. Усилие регулируется в пределах до 60,0 кН и контролируется манометром 9 и передается на пиноль через пакет тарельчатых пружин 6. Пружины служат для стабилизации усилия в процессе обкатывания. Устройство крепится в резцедержателе станка кронштейном 4. Закрепленное на станке устройство без дополнительной выверки подводится и поджимается к обрабатываемой поверхности. Оно снабжено сменными головками, позволяющими использовать ролики как большого (80,125 мм), так и малого (12,5 и 5 мм) диаметров, одна из которых показана на рис 2. Ролики еще меньших диаметров можно применять в самоустанавливающейся роликовой головке с помощью устройства, цилиндрическая пружина которого регулируется в пределах 17,0 кН. Так, с помощью первого из описанных устройств можно обкатывать валы из стали 40 диаметром 220 мм на токарном станке с высотой центров 500 мм. Предварительно поверхность протачивают с подачами 0,3 и 0,7 мм/об, а потом обкатывают за 1,4 и 16 проходов ролика (оборотов вала) без продольной подачи.

Для второго устройства подходят станки типа 1 К62. Ими с проходами 1, 4, 8 и 16 можно обкатывать валы диаметром 80 мм, обточенных с подачами 0,26 и 0,43 мм/об. Шероховатость поверхности удобно измерять с помощью двойного микроскопа МИС-11 или профилометра ПЧ-2.

На рис. 3, а показаны зависимости шероховатости обкатанных поверхностей от погонного усилия обкатывания (усилие, отнесенное к длине пятна контакта ролика на детали). Для каждого диаметра ролика построены три зависимости после одного,

четыре и шестнадцать проходов. По мере уменьшения диаметров роликов при прочих равных условиях шероховатость уменьшается, приближаясь к шероховатости самих роликов. Рост погонного усилия лишь до некоторого предела способствует снижению шероховатости обкатанной поверхности. При обкатывании роликов диаметром 5 мм после 16 проходов с погонным усилием 1,20 кН/мм наблюдается шелушение поверхности (рис. 3, б). Очевидно, и для больших диаметров существуют такие критические погонные усилия, превышение которых ведет к разрушению поверхностного слоя детали.

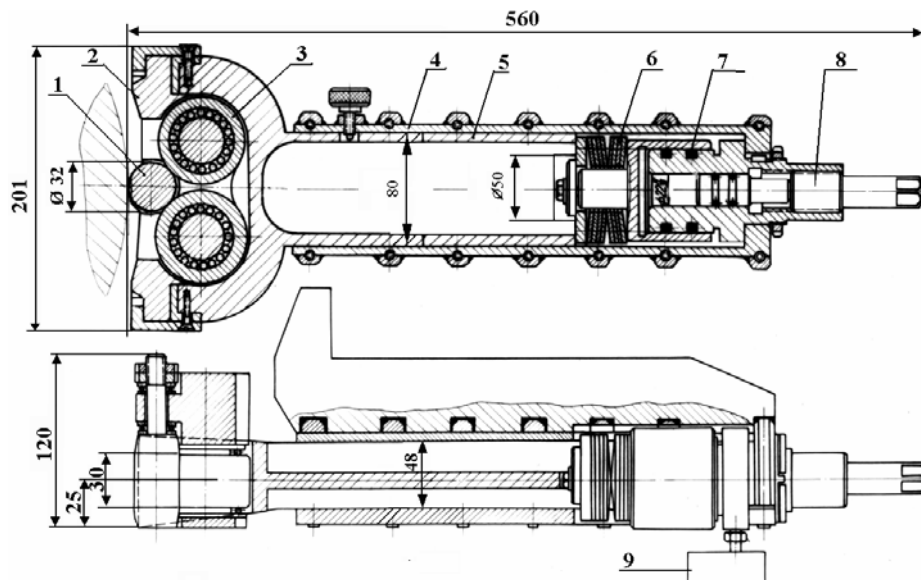


Рисунок 1 – Устройство для обкатывания валов самоустанавливающимся цилиндрическим роликом диаметром 32 мм

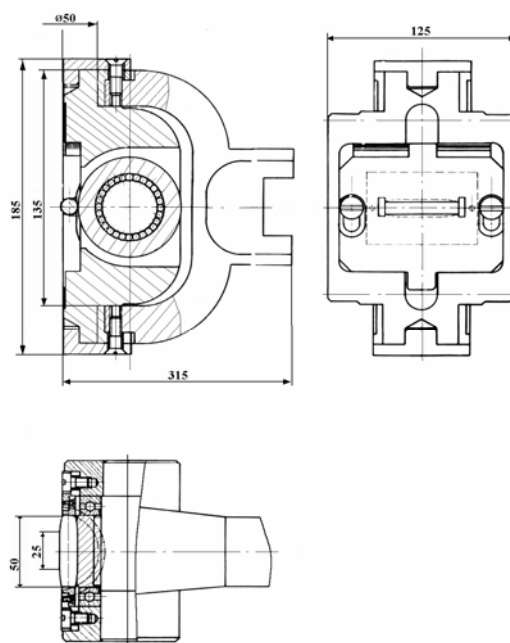


Рисунок 2 – Сменная головка с роликами диаметрами 5 и 12,5 мм

Полагая, что оптимальное рабочее усилие в случае обкатывания валов должно обеспечивать снижениешероховатости поверхности до $R_a = 0,63... 1,25$ мкм, по данным

проведенных опытов построены зависимости погонного усилия обкатывания от диаметра рабочего ролика (рис. 4). На этом рисунке указаны усилия, позволяющие получить шероховатость поверхности с $R_a = 0,6...1,25$ мкм за 1, 4 и 16 приведенных проходов.

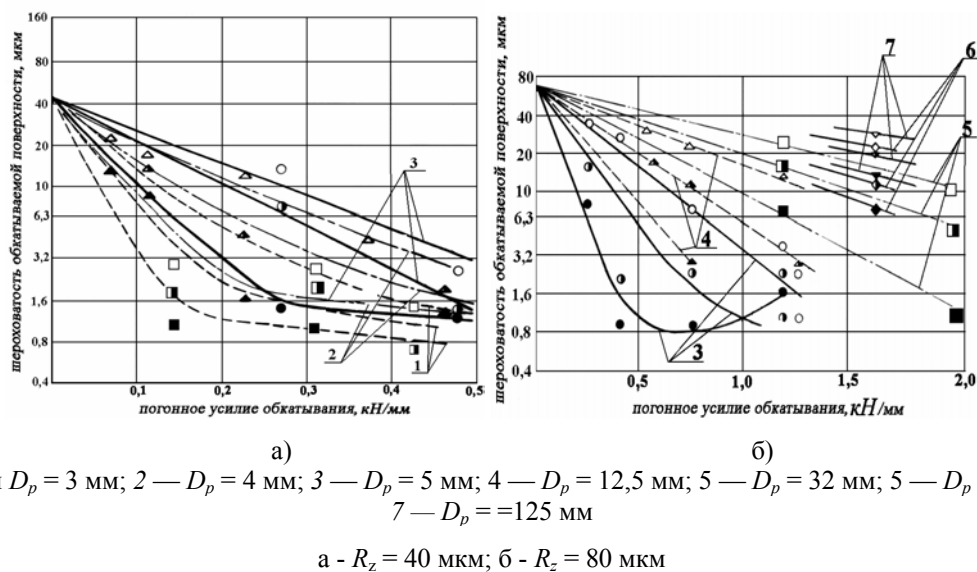
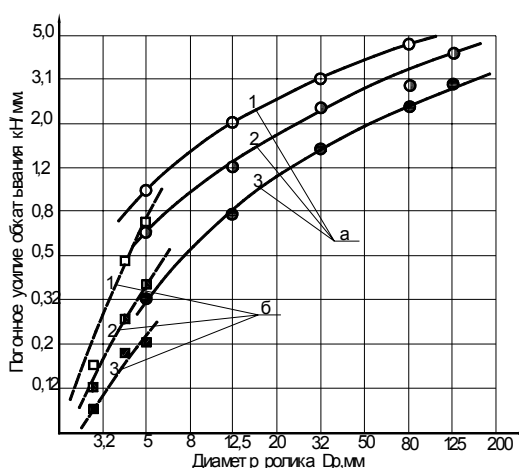


Рисунок 3 – Зависимости шероховатости обкатанной поверхности от погонного усилия обкатывания цилиндрическими роликами



1 - после одного прохода; 2 - четырех; 3 - шестнадцати
а - $R_z = 40$ мкм; б - $R_z = 80$ мкм;

Рисунок 4 – Зависимость погонного усилия обкатывания стальных деталей от диаметра цилиндрического ролика

Под приведенным числом проходов понимается отношение ширины контакта ролика с деталью к величине продольной подачи ролика. Погонное усилие обкатывания изменяется пропорционально приведенной кривизне контакта ролика с деталью в плоскости обкатывания. При обкатывании роликами малого диаметра, когда приведенная кривизна определяется в основном кривизной ролика, погонное усилие пропорционально диаметру ролика. Ролики малого диаметра с прямолинейным профилем, скругленным у торцов радиусами 30—50 мм, позволяют применять увеличенные продольные подачи, достигающие 6—16 мм на оборот детали. Игольчатыми самоустанавливающимися роликами успешно обкатываются винтовые

поверхности архимедовых и глобоидных червяков с модулями $m = 8-30$ мм, углами подъема линии витка $\gamma < 10^0$ и упорные резьбы с шагом 24-64 мм [1, 2]. Например, винт электропружи с шагом резьбы 40 мм, изготовленный из стали 40, подвергался термообработке до твердости 217-255 *HV*. Нажимные винты с шагами 24 и 32 мм изготавливались из улучшенной стали 34ХН1М твердостью 286-321 *HV*. Резьба перед обкатыванием нарезалась твердосплавными резцами. Шероховатость поверхности резьбы перед обкатыванием соответствовала $R_z = 20...40$ мкм. Обкатывание, вместо полирования шкурками в течение 6 часов, проводилось с погонным усилием на игольчатом ролике 1,40; 1,68; 1,59 кН/мм соответственно для резьб с шагами 24, 32, 40 мм при скорости 3 м/мин за три прохода. В результате обкатывания получена интенсивная деформация поверхности упорной стороны витка по всей глубине профиля резьбы. Шероховатость обкатанной поверхности – $R_a = 0,32$ мкм. Твердость металла в поверхностном слое резьбы, имеющего сорбитную структуру, повысилась на 18-20 %. Это позволило снять закалку с резьбового участка винтов токами высокой частоты, в результате которой винты изгибало, что дополнительно усиливало износ гаек во время эксплуатации. Подвергались обкатыванию игольчатыми самоустанавливающимися роликами во всей глубине профиля резьбы нажимные винты прокатных станов с шагом нарезки 48 и 64 мм, с расширенной впадиной резьбы [2].

Список дитературы

1. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов – Киев: Наук. думка, 1995-256 с.
2. Бутаков Б.И. Способы обкатывания роликами винтов и червяков с крупным шагом в тяжелом машиностроении // Вестник машиностроения – 1985 - №3 – С. 44 - 50.

Вдосконалення конструкції вузлів гідросистеми тракторів

О.Ф. Донець, ст. гр. ЗМб,

О.О. Смирнов, ст. гр. ЗМб,

Д.Д. Марченко, асист.,

М.С. Гріпачевський, доц., канд. техн. наук

Миколаївський державний аграрний університет

Показано, що на частку і гідроприводів припадає до 35...40% відказів від загальної кількості відказів по трактору, з яких на частку гідропривода рульового керування припадає до 16% відказів. При цьому в ремонт часто направляються працездатні гідроагрегати з недовикористованим до 20...30% ресурсом, що свідчить про недостатній контроль технічного стану гідроприводів при експлуатації тракторів.

Показники, характеризуючи властивості змащувальних масел, мають велике значення для контролю їх якості при виробництві і дослідженні. Вони важливі також для оцінки придатності масел до використання безпосередньо в гідросистемі. Від того, наскільки вдалий і точний метод визначення якості змащувального масла, багато в чому залежатиме надійність, довговічність і економічність роботи агрегатів гідросистеми.

При оцінці якості змащувальних масел використовуються численні фізико-хімічні показники. Проте в результаті додавання до змащувальних масел присадок значення одних показників змінилися, а інші практично втратили своє значення. З'ясовано, що додавання присадок до масла погіршує ряд фізико-хімічних показників, проте експлуатаційні властивості цих масел виявляються дуже високими. З цього виходить, що деякі фізико-хімічні показники сучасного масла відображають не його експлуатаційні якості, а сировина, з якої воно виготовляється, і технологію виробництва. Для більш об'єктивної і правильної оцінки якості масел з присадками слід застосовувати інші показники, які характеризують експлуатаційні якості масла: протиковорозійні, антиокислювальні, противозношувальні, противонагарні і ін. Для вирішення цього питання створені спеціальні лабораторні прилади, що імітують роботу масла в реальних умовах, діючі модельні установки, одноциліндрові і повнорозмірні двигуни.

При визначенні групи, до якої слід віднести масло, його якість або кваліфікаційну характеристику оцінюють багатьма методами на різних стадіях розробки і перевірки.

В сталій практиці процес оцінки якості змащувальних масел в основному складається з чотирьох етапів: лабораторних досліджень; випробувань на модельних установках і малорозмірних одноциліндрових двигунах; стендових випробувань на повно розмірних двигунах; експлуатаційних випробувань на машинах.

Метод спектрального аналізу заснований на властивості кожного хімічного елемента давати індивідуальну лінію поглинання, що займає певне положення в спектрі.

При спектральному аналізі змащувальних масел можна визначити: компоненти присадок, що входять в масло (кальцій, барій, фосфор, цинк, магній і ін.); накопичення в маслі продуктів зносу деталей, що труть (залізо, свинець, мідь, алюміній і ін.); наявність в маслі продуктів зовнішнього забруднення (кремній, калій і ін.).

Кількісний вміст елементів визначають шляхом порівняння інтенсивності почорніння ліній спектрів визначуваних елементів в зразку випробовуваного масла і в еталонних зразках.

Спектральному аналізу може піддаватися безпосередньо зразок масла або залишок його після озолення. Для спектрального аналізу масел необхідне наступне устаткування: спектрограф МФС-3 або МФС-5, генератор дуги змінного струму, трансформатор, мікрофотометрія, вугільні електроди і пристосування для їх заточування, фотопластини і т.д.

Визначення в зразку масла за одне дослідження декількох елементів, висока точність і швидкість сприяли широкому розповсюдженню спектрального методу в дослідженні нафтопродуктів, а також при контрольно-діагностичній оцінці умов експлуатації тракторів і їх технічного стану. Наприклад, по інтенсивності накопичення в моторному маслі продуктів зносу деталей судять про правильність експлуатації двигуна і його технічний стан; по наявності зовнішніх продуктів забруднення (кремнію) — про чистоту що поступає в двигун повітря і, отже, про герметичність повітряної системи впускання; за змістом елементів введеної присадки (кальцію, барію, цинку і ін.) — о наявності в працюючому моторному маслі активної частини присадки і т.д.

Значне забруднення моторного масла при роботі в гідросистемі приводить до украй негативних наслідків: підвищеному зносу деталей, закоксовуваністю кілець, забиванню маслоприймальних сіток і маслопроводів скороченню терміну роботи масла.

Масло може бути забруднено домішками органічного (смолянисто-асфальтові сполучення, вуглецеві частинки і кислі продукти окислення вуглеводнів масла) і неорганічного походження (продукти зносу деталей двигуна, що тнуть, частина присадок, що спрацьовувала, а також потрапляючі в масло пил, пісок, вода і т. п.).

Технічне обслуговування є основним і найбільш ефективним заходом щодо підтримки машинно-тракторного парку в працездатному стані. Воно передбачає своєчасну заміну масел в змащувальних і гідравлічних системах при другому або третьому технічному обслуговуванні тракторів, автомобілів і іншої сільськогосподарської техніки. Новим напрямом вдосконалення обслуговування є не тільки забезпечення своєчасної заміни змащувальних матеріалів, але і контроль властивостей, і підтримка необхідного рівня їх чистоти протягом всього процесу експлуатації.

Для вирішення питань, пов'язаних із запобіганням забрудненню змащувальних матеріалів і, як наслідок, передчасним старінням, розроблені і розробляються спеціалізовані установки, що дозволяють проводити регулярне очищення при заправці машин свіжим маслом, здійснювати періодичне циркуляційне очищення масел в ємкостях змащувальних і гідравлічних систем, а також регенерувати відпрацьовані масла з метою їх повторного використання.

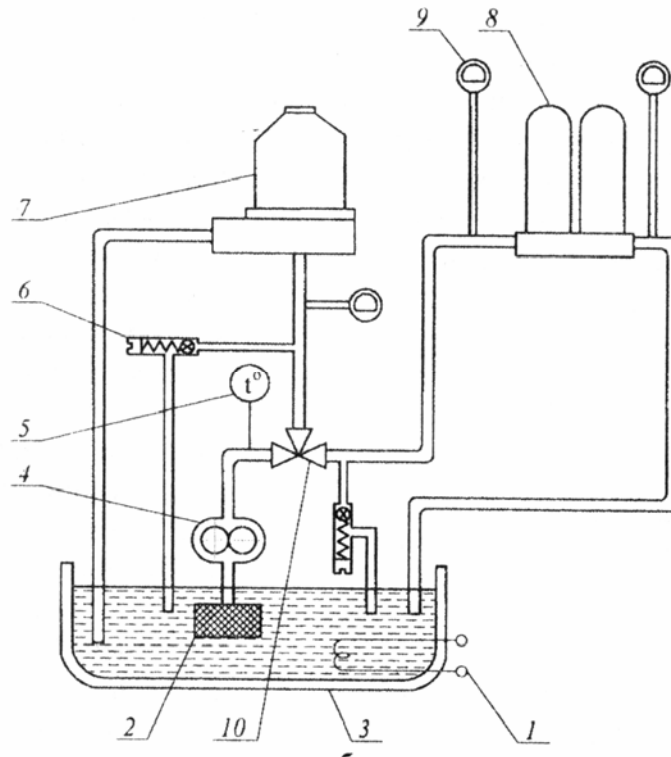
Досвід використання змащувальних матеріалів на підприємствах АПК показує, що регенерацію відпрацьованих масел раціональніше проводити в місцях їх споживання. Це дозволяє здійснювати диференційований збір по марках і сортах, скорочувати втрати, пов'язані з транспортуванням, знижувати витрати на використання регенераційних установок. З аналізу сучасних методів і технічних засобів, використовуваних для очищення відпрацьованих масел, витікає, що найбільш поширеними і досяжними є такі фізичні способи очищення, як центрифугування і фільтрування, які не вимагають застосування хімічних реагентів і використання складних технологій.

Мобільні установки для очищення відпрацьованих моторних масел повинні забезпечувати необхідну якість очищення і задовольняти наступним вимогам:

- мати невеликі розміри, просту конструкцію, низьку вартість виготовлення, високу надійність;
- забезпечувати ефективне очищення масла з більшою продуктивністю і тривалим терміном служби;
- забезпечувати видалення частинок забруднень при тонкості фільтрування 80 - 100 мкм - для грубого очищення масла і 10 - 20 мкм - для тонкого очищення масла і при цьому не видаляти з масла працездатні присадки.

Для очищення масла розроблена у БГАТУ розроблена мобільна установка, фотографія і схема якої представлена на рис. 1. Вона складається з трьох блоків: блоку попереднього підігріву, блоку центрифугування і блоку фільтрування. Блок підігріву включає масляний бак, де розміщені нагрівальні елементи, маслопідводящі і відвідні патрубки, а також щит управління. На ній розміщені терморегулятор, що підтримує температуру масла 90 - 95°C і магнітний пускач. Блок центрифугування складається з масляного насоса 4 шестерінчасті типу мазкі НШ-12 з номінальною подачею 21 л/хв, центрифуги 7 з реактивним приводом, редукційного клапана 6, масла, що служить для обмеження тиску, подається до центрифуги, і манометра.

Враховуючи, що центрифуги володіють виборчою властивістю очищення, тобто видаляють з масла в першу чергу частинки неорганічних забруднень великої щільності, в установці передбачений блок фільтрування. Він включає фільтри 8, перепускний клапан, манометри 9, контролюючі перепад тиску на фільтрах. Фільтри забезпечують тонкість фільтрування 10 - 20 мкм. ФЕ виконані з ФМ з анізотропною структурою пір, які володіють високими властивостями, що фільтрують, низькою вартістю, що робить їх застосування для очищення змашувальних матеріалів від забруднень економічно і технологічно доцільним.



- 1 - електронагрівач, 2 - сітчастий фільтр, 3 - масляний бак, 4 - масляний насос, 5 - термометр, 6 - редукційний клапан, 7 - центрифуга, 8 - фільтри, 9 - манометри, 10 - крани

Рисунок 1 – Схема мобільної установки БГАТУ для очищення відпрацьованих моторних і гідравлічних масел

Щоб визначити залишковий ресурс конкретного елемента при відомому напрацюванні від початку експлуатації, необхідно знати початкове (номінальне) значення параметра, його значення у момент контролю, напрацювання від початку експлуатації до моменту контролю (використаний ресурс), закономірність зміни значень контрольованого параметра і його граничне (вибракувальне) значення.

Залишковий ресурс:

$$T_{ост} = T_{исп} \left[\left(\frac{I_n}{I} \right)^{\frac{1}{\alpha}} - 1 \right]. \quad (1)$$

При $\alpha = 1$ маємо:

$$T_{ост} = T_{исп} \frac{\Pi_n - \Pi}{\Pi - \Pi_n}, \quad (2)$$

де $T_{исп}$ - ресурс, використаний елементом від початку експлуатації до моменту вимірювання;

$I_n = \Pi_n - \Pi_n$ - гранична зміна значення параметра;

$I = \Pi - \Pi_n$ - зміна значення параметра до моменту вимірювання;

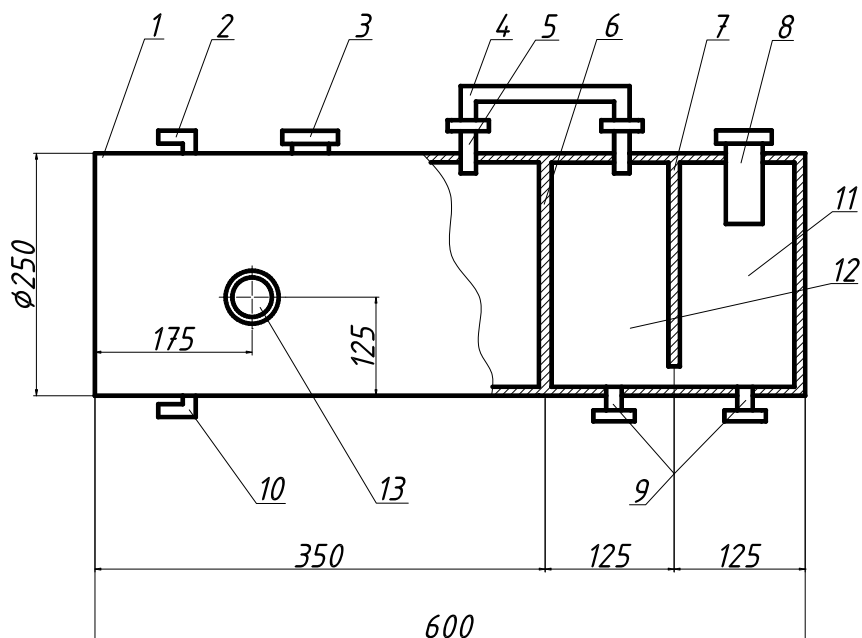
Π_n - граничне значення параметра;

Π - значення параметра, зміряне у момент контролю;

Π_n - номінальне значення параметра;

α - показник ступеня, що характеризує закономірність зміни значень контрольованого параметра.

За даними ГОСНИТИ, значення показника α для тракторів і сільськогосподарських машин знаходяться в межах 0,8 - 2.



- 1 – бак гідросистеми; 2 - зливний штуцер; 3 - заливна горловина;
 4 - з'єднувальна трубка; 5 – фланці; 6 - перегородка баку; 7 - перегородка масляного затвору;
 8 – фільтр; 9 - штуцер зливу; 10 - зливний штуцер; 11 - зовнішня порожнина; 12 - внутрішня порожнина;
 13 – масломірне вікно

Рисунок 2 – Модернізований бак гідросистеми трактора ДТ – 75

Нами пропонується модернізація бака гідросистеми, в якому постійно змінюється рівень масла і при цьому проходить «дихання» повітря з атмосфери і особливо при використанні гідроциліндрів, які працюють тільки в положенні «піднімання».

Для перешкодження попадання пилу у бак гідросистеми, пропонуються наступні зміни.

Конструкція складається (рис. 2) з баку 1, зливного штуцера 2, заливної горловини 3, з'єднувальної трубки 4, фланців 5, перегородки баку 6, перегородки масляного затвору 7, фільтри 8, штуцери зливу 9 і зливного штуцера 8, зовнішня порожнина 11 і внутрішня порожнина 12.

Принцип додаткової очистки масла заключається у тому, що при попаданні рівня масла в основному баку 1, масло, яке залите в порожнину 12, перетікає в площину 11, при цьому у ній підвищується рівень до верхньої межі, що буде перешкоджати потраплянню пилу через фільтр 8.

Нами розроблена номограма для оцінки технічного стану гідроциліндрів тракторів К – 701, Т – 150, ДТ – 75 і МТЗ – 80 (рис. 3). Для цього були використанні показники роботи гідроциліндрів, які експлуатувались в ДП «Сонячне» за останні 5 років. До них відносяться марка циліндра, час усадки поршня як в хвилинах, так і в міліметрах. На підставі цього була побудована номограма для визначення залишкового ресурсу гідроциліндра в мотогодинах.

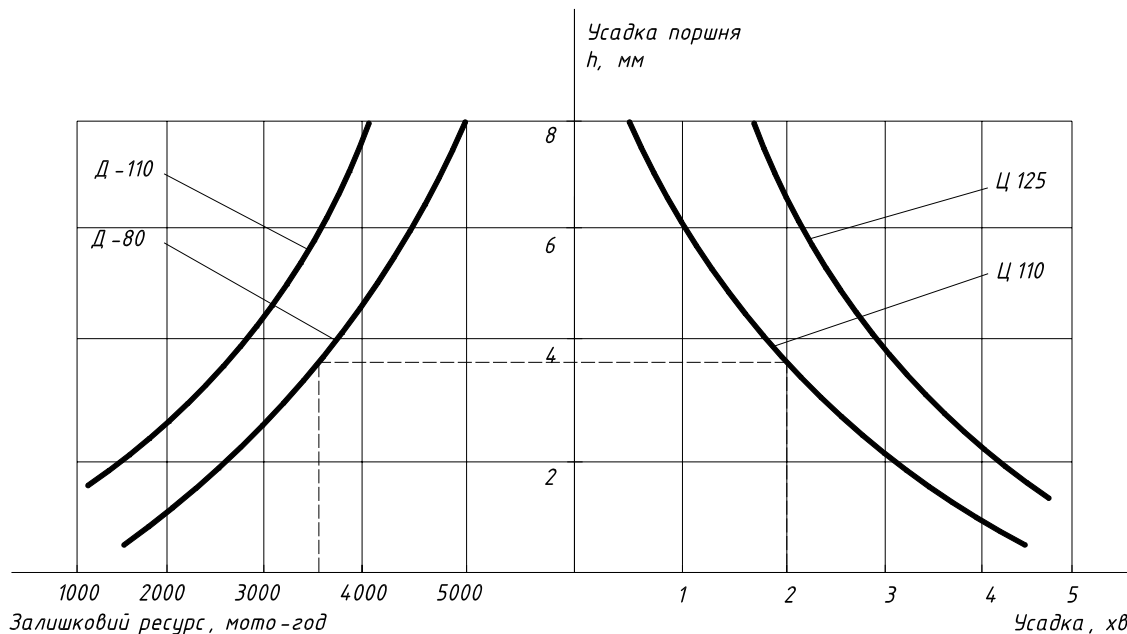


Рисунок 3 – Номограма для оцінки технічного стану гідроциліндрів Ц – 130, Ц – 125, Ц – 110 і Ц – 100

Порядок заміру показників роботи гідроциліндра розроблено в технологічній карті на перевірку стану гідроциліндру.

Список літератури

1. Смирнов М.С. Влияние температуры охлаждающей жидкости и природы топлива на износ деталей цилиндра-поршневой группы / Смирнов М.С., : Очеретяный И.Т. -Иркутск, 1990. -160с.
2. Вельских В.И. Влияние теплового состояния тракторного двигателя на его износ и параметры рабочего процесса при различных вариантах охлаждения. Сборник научно-исследовательских работ аспирантов ВИМ / Вельских В.И. - М., 1987. - 300с.

3. Лышко Г.П. К методике определения содержания механических примесей в отработанных маслах / Лышко Г.П., Жосан А.А. Труды КСХИ, том 53, Кишинев, 1973. - 31-45с.
4. Аронов Д.М. Влияние эксплуатационных режимов работы автомобиля на изменение физико-химических свойств моторных масел / Аронов Д.М., Максимов К.М. // Сборник статей, выпуск 5. Эксплуатационно-технические свойства и применение автомобильных топлив, смазочных материалов и спецжидкости. Изд-во «Транспорт», М., 1986. - стр.194.
5. Арабян С.Г. Исследование и подбор картерных масел в соответствии с требованиями и условиям эксплуатации дизелей / Арабян С.Г. Кандидатская диссертация, 1975. -253с.
6. Лосавио Г.С. Пусковые износы автомобильных двигателей при низких температурах / Лосавио Г.С. НИИАТ, 1967.- 56-87с.
7. Никулин Ю.В. Роль топлива в смазке и износе деталей ЦПГ в период пуска-прогрева дизельного двигателя / Никулин Ю.В. : и др. // II научно-техническое совещание по повышению износа деталей ЦПГ двигателей внутреннего сгорания. Госниимаш, 1983. - 35-90с.

Разработка технологии упрочняющего обкатывания деталей вращения

С.Ю. Козьмин, ст. гр. М5,
Б.И. Бутаков, проф., д-р техн. наук
Николаевский государственный аграрный университет

Обкатывание роликами валов проводили устройствами двух типов: одно из них представлено на рис. 1, где показана конструкция гидравлического устройства для обкатывания валов самоустанавливающимися роликами. Ролик может поворачиваться вокруг оси, проходящей перпендикулярно линии его контакта с обкатываемой деталью. Под действием рабочего усилия в случае наличия перекоса возникает момент, поворачивающий ролик до восстановления его контакта с деталью по всей длине цилиндрического участка.

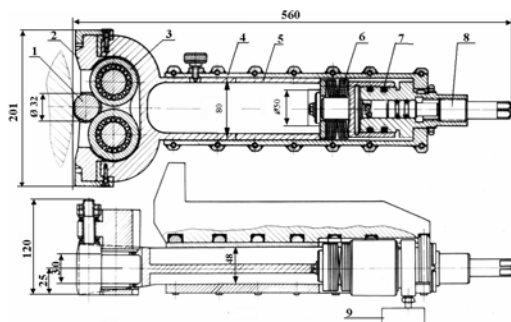


Рисунок 1 – Устройство для обкатывания валов самоустанавливающимся цилиндрическим роликом диаметром 32 мм

Корпус несет пиноль 5. В вилке пиноли на цапфах устанавливается головка 2 с рабочим 1 и опорными 3 роликами. Рабочее усилие обкатывания обеспечивается гидравлическим силовым цилиндром 7, давление в котором создается винтом 8. Усилие регулируется в пределах до 60,0 кН и контролируется манометром 9 и передается на пиноль через пакет тарельчатых пружин 6. Пружины служат для стабилизации усилия в процессе обкатывания. Устройство крепится в резцедержателе станка кронштейном 4. Закрепленное на станке устройство без дополнительной выверки подводится и поджимается к обрабатываемой поверхности. Оно снабжено сменными головками, позволяющими использовать ролики как большого (80,125 мм), так и малого (12,5 и 5 мм) диаметров, одна из которых показана на рис 2. Ролики еще меньших диаметров можно применять в самоустанавливающейся роликовой головке с помощью устройства, цилиндрическая пружина которого регулируется в пределах 17,0 кН. Так, с помощью первого из описанных устройств можно обкатывать валы из стали 40 диаметром 220 мм на токарном станке с высотой центров 500 мм. Предварительно поверхность протачивают с подачами 0,3 и 0,7 мм/об, а потом обкатывают за 1,4 и 16 проходов ролика (оборотов вала) без продольной подачи.

Для упрочняющего обкатывания валов разработана сменная головка с торообразными роликами.

Одной из важнейших характеристик пластически деформированного поверхностного слоя, зависящей от режима обкатывания, является его глубина.

Экспериментально глубину упрочнения определяют обычно замерами твердости по Виккерсу или микротвердости на перпендикулярных к поверхности или косых шлифах [2].

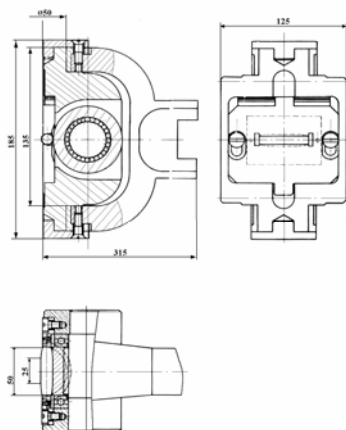


Рисунок 2 – Сменная головка с роликами диаметрами 5 и 12,5 мм

Более полное представление о механических свойствах поверхностного слоя можно получить на основе испытания на разрыв образцов, вырезанных из детали на различном расстоянии от поверхности и показанных на рис. 3. Такие испытания малых плоских образцов толщиной 0,2...0,4 мм были выполнены на машине П. Шевенара [3], на которой проводится оптическая диаграммная запись на фотопленке зависимости деформации образца от нагружения. Образцы изготавливают по следующей технологии. Обкатанный вал разрезают на цилиндрические отрезки соответственно количеству исследуемых режимов. Каждый такой отрезок, обкатанный с определенным режимом, подрезают по торцу в зоне стабильного процесса обкатывания и эксцентрично обтачивают на длине, соответствующей размеру микрообразцов.

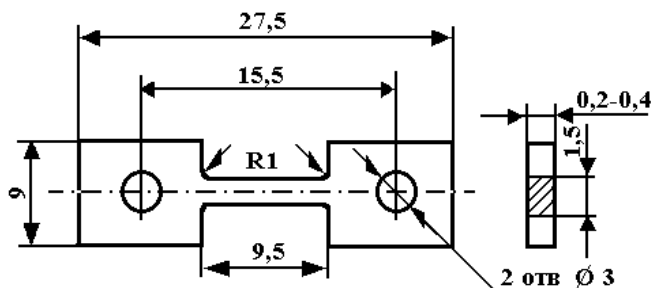


Рисунок 3 – Микрообразец для испытания на разрыв

Величину эксцентриситета выбирают так, чтобы вновь образованная поверхность с одной стороны осталась касательной к обкатанной поверхности, а на другой стороне диска углубилась заведомо ниже деформированного слоя. Вновь образованная таким образом при обточке цилиндрическая поверхность сохраняет обкатанную полоску шириной 10—12 мм. Затем вал растачивают на глубину, равную длине обточки, до тех пор, пока не останется тонкое кольцо, из которого и вырезают микрообразцы для механических испытаний. Из каждого обкатанного участка вырезают по два кольца — одно шириной 27,5 мм для продольных (осевых) и второе шириной 9 мм для поперечных (круговых) образцов. Половина широкого кольца после разметки и нанесения маркировки разрезается на 30 темплетов, которые затем равномерно шлифуют с двух сторон на плоскошлифовальном станке до выведения следов предыдущей обточки.

На узком кольце, после разметки и маркировки, с использованием делительной головки шлифуют 24 лыски длиной 6-7 мм. Это обеспечивает необходимое прилегание темплетов, вырезанных в дальнейшем из кольца, к поверхности магнитной плиты при их последующем шлифовании. Затем в специальном кондукторе сверлят и развертывают два отверстия диаметром 3Н7 для крепления будущих образцов в захватах испытательной машины. Эти отверстия служат также базой для последующего шлифования профиля образцов, при котором пакет из нескольких образцов закрепляют во втором кондукторе. После шлифования их полируют тонкими шкурками зернистостью М3 до выведения следов предыдущей обработки. Шероховатость шейки образца должна быть $Ra = 0,08...0,16$ мкм, что соответствует требованиям, высказанным в [3].

Ширина и толщина шейки образцов измеряется рычажным микрометром с ценой деления шкалы 0,002 мм. Расстояние осевых сечений образцов от поверхности определяют угловым расположением образцов относительно центра кольца:

$$h = \frac{D_d}{2} - \sqrt{\frac{D_d^2}{2} - (D_d t' - (t')^2) \sin^2 \frac{\alpha_0}{2} + b_k - \frac{B}{2} - \Delta},$$

где t' - полная толщина исследуемого слоя; α_0 — координатный угол образца; b_k — толщина кольца; B — толщина образца; Δ — припуск на шлифование с внутренней стороны кольца.

При разрезке кольца на n заготовок равной ширины $\alpha_0 = 2\pi/n(N - 1)$, где N — номер образца от 1 до n . С учетом площади поперечного сечения образцов и их условного предела прочности выбирают шины с усилием 0,50 и 1,0 кН. На одной пленке обычно записывают несколько диаграмм. Перед каждой записью начало координат диаграммы сдвигают по горизонтали на несколько миллиметров. Если на диаграммах отсутствует площадка текучести, то в качестве характеристики принимают условный предел текучести $\sigma_{0,2}$. Изменение механических характеристик σ_B , $\sigma_{0,2}$, δ и $10HV$ по глубине наклепанного слоя при различных режимах обкатывания показано на рис. 4. Здесь твердость по Виккерсу при нагрузке 0,10 кН, вал из стали 40, обкатанный с усилием 50,0 кН. Из графиков видно, что обкатывание по обычной технологии роликами диаметром 105 мм повышает поверхностную твердость ($10HV$) от 185 до 230—270 (в зависимости от профильного радиуса), т. е. на 23—50 %. Чем меньше профильный радиус ролика, тем больше поверхностная твердость металла.

Применение цилиндрических роликов малого диаметра увеличивает степень наклепа за счет большой кривизны ролика в поперечном сечении.

Условный предел текучести и предел прочности поверхностного слоя при обкатывании роликами повышается, а относительное удлинение соответственно снижается. Наибольшее изменение претерпевает предел текучести, который возрос на образце, обкатанном роликом ($r_p = 10$, $D_p = 105$), вдвое (400—820 МПа) при соответствующем приросте твердости лишь на 40 % (185—260). Предел прочности увеличился в меньшей степени, его повышение примерно соответствует росту твердости. В большей степени снижаются пластические свойства поверхностного слоя обкатанных валов. Относительное удлинение снизилось в 2 — 3 раза.

Следует подчеркнуть, что на образцах, обкатанных торообразными роликами (см. рис. 4, a — e), при приближении к обкатываемой поверхности наблюдается некоторый спад $\sigma_{0,2}$, измеренного в осевом направлении, что подтверждает точку зрения о максимуме остаточных напряжений в подслоной области, в зоне «глубинной текучести» [4].

Приведенные на рис. 4 результаты определения глубины наклепа по изменениям твердости $10HV$ и условного предела текучести металла наклепанного слоя

статистически обработаны по критерию Колмогорова [5] и методом малых выборок. Выборки объемом 5 — 10 замеров были взяты с интервалом 0,5 мм по глубине от поверхности детали. Однородность механических свойств по глубине проверена гипотезой равенства дисперсий выборок с помощью критерия Фишера [6]. Однородность дисперсий выборок проверена с помощью критерия Бартлета [7]. Гипотезы равенства и однородности дисперсий выборок всех исследованных образцов подтверждены с вероятностью $P = 0,95$. При определении глубины наклепа, оцениваемой по началу изменения $10HV$ и $\sigma_{0,2}$ деформированного слоя, и оценке точности определения его глубины применен нелинейный регрессионный анализ. В качестве линий регрессии взяты функции [8]

$$y = a_1 + b_1 + b_2 x^m \text{ и } y = a_1 + b_1 + b_2 \lg x,$$

где y - твердость или предел текучести; x — расстояние точки замера от поверхности детали. Коэффициенты a_1 , b_1 , b_2 линий регрессии оценивались в соответствии с методом наименьших квадратов [9].

В качестве глубины изменения механических характеристик принята абсцисса точки экстремума линии регрессии (точки сопряжения линии регрессии с горизонталью на уровне исходных механических свойств), для которой рассчитаны доверительные интервалы. Значение абсциссы точки экстремума x_0 для случая параболической линии регрессии определится из условия

$$\frac{dy}{dx} = b_1 + mb_2 x^{(m-1)} = 0; \quad x = x_0 = \sqrt[m-1]{-\frac{b_1}{mb_2}}. \quad (1)$$

Можно считать, что $Z = b_1 + mb_2 \xi^{(m-1)}$ распределяется нормально со средним значением $\bar{Z} = 0$ и дисперсией $s_z^2 = s_{b_1}^2 + s_{b_2}^2 m^2 \xi^{2(m-1)} + 2s_{b_1 b_2} m \xi^{(m-1)}$ так что отношение Z/s_z имеет t - распределение с $k = n - 3$ степенями свободы [10]. Здесь ξ — теоретическая абсцисса максимума; n — число пар значений y и x . С учетом предыдущего запишем неравенство

$$|Z|/s_z < A, \quad (2)$$

где число A представляет собой двухстороннюю 95 %-ную границу для t распределения Стьюдента с k степенями свободы [6].

Подставив значения Z и s_z в неравенство (2), получим

$$\frac{|b_1 + mb_2 x^{(m-1)}|}{\sqrt{s_{b_1}^2 + s_{b_2}^2 m^2 \xi^{2(m-1)} + 2s_{b_1 b_2} m \xi^{(m-1)}}}. \quad (3)$$

Решение неравенства (3), приводящее к уравнению 2 ($m - 1$) степени относительно ξ , дает доверительные границы для ξ :

$$\left(m^2 b_2^2 - A^2 s_{b_2}^2\right) \xi^{2(m-1)} + \left(2b_1 b_2 - 2A s_{b_1 b_2} m\right) \xi^{(m-1)} + b_1^2 - A^2 s_{b_1}^2 = 0$$

откуда имеем

$$\xi_{1,2} = \sqrt{\frac{A s_{b_1 b_2} - b_1 b_2 \pm \sqrt{\left(b_1 b_2 - A s_{b_1 b_2} m\right)^2 - \left(b_2^2 - A^2 s_{b_2}^2\right) \left(b_1^2 - A^2 s_{b_1}^2\right)}}{m \left(b_2^2 - A^2 s_{b_2}^2\right)}}. \quad (4)$$

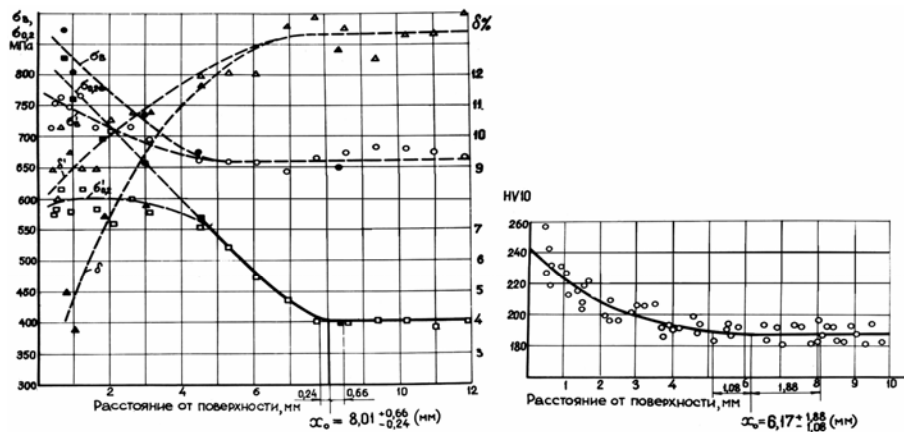
Приближенно стандартное отклонение глубины изменения механических свойств с учетом (2) можно рассчитать по формуле [10]

$$\left(\frac{s_{x_0}}{x_0}\right)^2 \approx \left(\frac{s_{b_1}}{b_1}\right)^2 \left(\frac{1}{m-1}\right)^2 + \left(\frac{s_{b_2}}{b_2}\right)^2 \left(\frac{1}{m-1}\right)^2 - 2 \left(\frac{2}{m-1}\right)^2 \frac{s_{b_1 b_2}}{b_1 b_2}$$

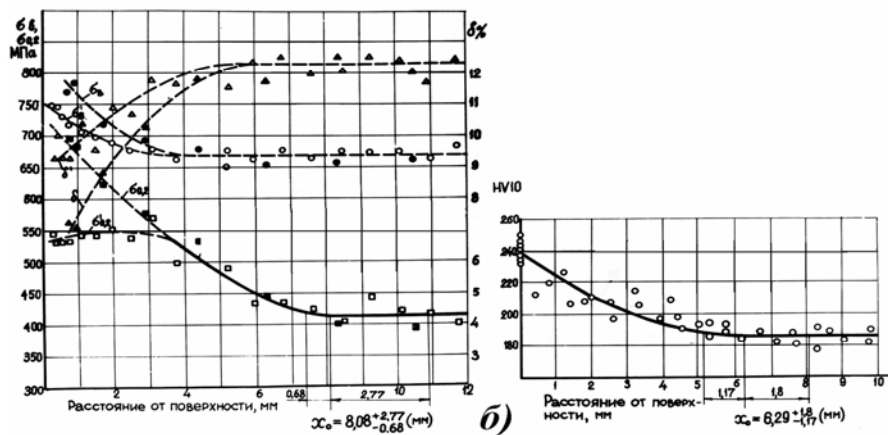
или

$$\frac{s_{x_0}}{x_0} \approx \frac{1}{m-1} \sqrt{\left(\frac{s_{b_1}}{b_1}\right)^2 + \left(\frac{s_{b_2}}{b_2}\right)^2 - 2 \left(\frac{s_{b_1 b_2}}{b_1 b_2}\right)}. \quad (5)$$

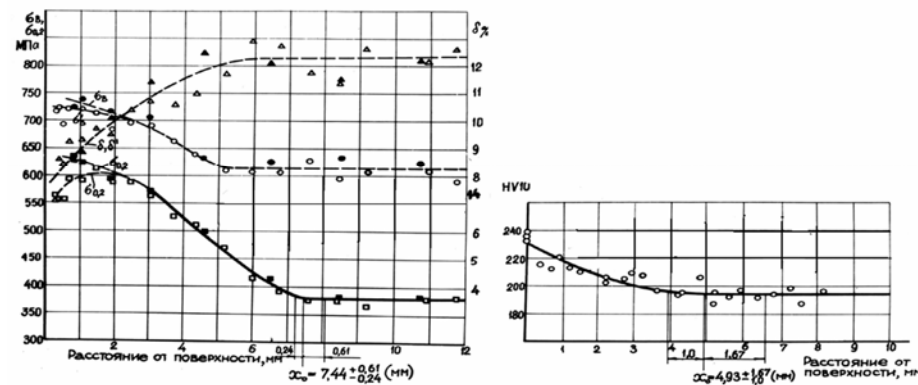
Глубина изменения механических характеристик и ее доверительные интервалы для случая логарифмической линии регрессии определяются из выражений



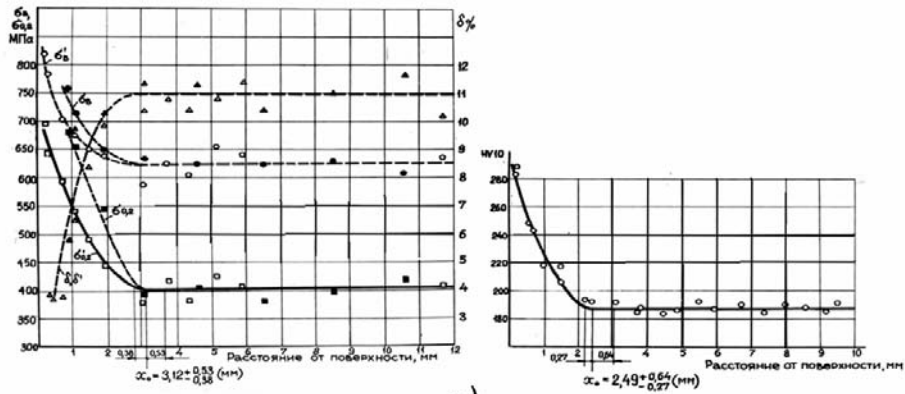
а)



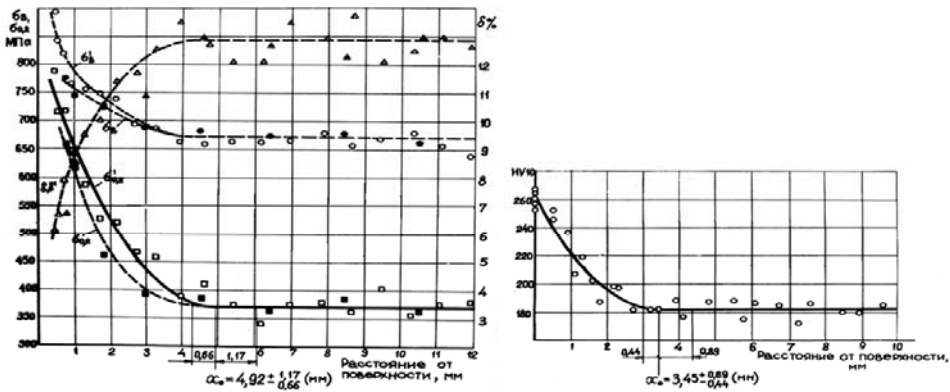
б)



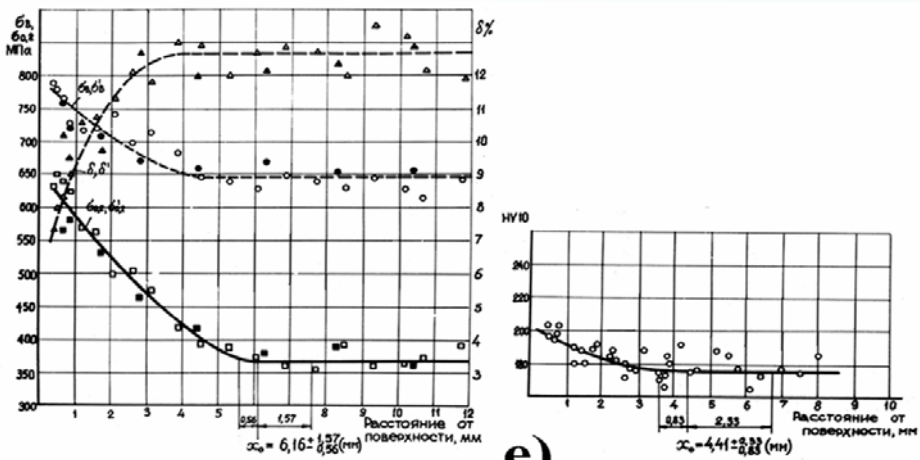
в)



2)



Д



е)

a- $D_p=105$ мм, $r_p=10$ мм; б- $D_p=105$ мм, $r_p=18$ мм; в- $D_p=105$ мм, $r_p=100$ мм; г- $D_p=5$ мм; д- $D_p=12$ мм; е- $D_p=32$ мм; σ_σ , $\sigma_{0.2}$, δ , σ'_σ , $\sigma'_{0.2}$, δ' - характеристики в круговом и осевом направлениях

Рисунок 4 — Механические характеристики поверхностного слоя валов, обкатанных торообразными и цилиндрическими роликами

$$\frac{dy}{dx} = b_1 + b_2 \frac{0.43429}{x} = 0; \quad x = x_0 = -\frac{b_2}{b_1} 0.43429. \quad (6)$$

Считаем, что $Z = b_1 + b_2 \frac{0.43429}{\xi}$ распределяется нормально со средним значением $\bar{Z} = 0$ и дисперсией

$$s_z^2 = s_{b_1}^2 + s_{b_2}^2 \frac{0.43429^2}{\xi^2} + 2s_{b_1 b_2} \frac{0.43429}{\xi}.$$

Решение неравенства $|Z| / s_z < A$ приводит к уравнению второй степени относительно ξ :

$$\frac{0.43429}{\xi} (b_2^2 - A^2 s_{b_2}^2) + \frac{0.43429 \cdot 2}{\xi} (b_1 b_2 - A^2 s_{b_1 b_2}) + (b_1^2 - A^2 s_{b_1}^2) = 0.$$

Отсюда следует

$$\xi_{1,2} = \frac{0.43429 (b_2^2 - A^2 s_{b_2}^2)}{A^2 s_{b_1 b_2} - b_2 b_1 \pm \sqrt{(A^2 s_{b_1 b_2} - b_2 b_1)^2 - (b_1^2 - A^2 s_{b_1}^2)(b_2^2 - A^2 s_{b_2}^2)}}. \quad (7)$$

Стандартное отклонение значения x_0 рассчитывается с учетом [10] по формуле

$$\left(\frac{s_{x_0}}{x_0} \right)^2 \approx \left(\frac{s_{b_1}}{b_1} \right)^2 + \left(\frac{s_{b_2}}{b_2} \right)^2 - 2 \frac{s_{b_1 b_2}}{b_1 b_2}. \quad (8)$$

При регрессионном анализе значения коэффициентов уравнения линии регрессии и абсциссы точки экстремума первоначально рассчитывали по формулам метода наименьших квадратов, затем по (1) или (6) - с учетом механических характеристик, существенно отличающихся от исходных. После того, как точки замера исходных характеристик были сдвинуты в направлении оси x до совпадения их абсцисс с абсциссой точки экстремума линии регрессии, решение проводили снова уже с учетом преобразованных таким образом замеров исходных механических характеристик. Решение повторяли до тех пор, пока разница между абсциссами точек экстремума двух последних линий регрессии не превышала наперед заданного числа, равного 0,01 мм. Коэффициент параболической линии регрессии принимал значения 2—25. Из всевозможных линий регрессии выбирали линию, имеющую наименьшую остаточную дисперсию s^2 . Лучшей линией регрессии оказалась параболическая зависимость.

Доверительные границы и стандартные отклонения глубины изменения механических характеристик рассчитывались соответственно по формулам (4), (7) и (5), (8). 95 %-ные доверительные интервалы на глубину наклепа, рассчитанные по результатам замеров условного предела текучести, составляют 11—36 % глубины наклепа, а по результатам измерений твердости, определяемой методом Виккерса, — 32—75 %. Для всех испытываемых образцов гипотеза равенства средних значений глубины наклепа, определенных по результатам замеров твердости и предела текучести, проверенная по критерию Стьюдента, не подтвердилась. Глубина наклепа, определенная по изменениям условного предела текучести, на 25—50 % больше глубины, определенной по изменениям твердости. Различие глубины наклепа, определенной по HV и $\sigma_{0,2}$, обусловлено тем, что при одной и той же степени деформации условный предел текучести возрастает в большей степени, чем твердость, т. е. предел текучести является более чувствительной механической характеристикой для определения глубины пластической деформации, чем твердость.

Ранее установленное отношение толщины слоя со сжимающими остаточными напряжениями к глубине наклепа по твердости находится в пределах 1,2—1,5 [11]. Можно считать, что глубина залегания сжимающих напряжений близка глубине наклепа, определенной по пределу текучести.

Список литературы

1. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов – Киев: Наук. думка, 1995-256 с.
2. Кудрявцев И. В. Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении.— М.: Машгиз, 1951.— 278 с.
3. Бутаков Б.И. Оценка точности определения глубины наклепа при поверхностном пластическом деформировании // Вестник машиностроения. — 1982.— № 11. — С. 22—24.
4. Фридман Я.Б. Механические свойства металлов.— М.: Оборонгиз, 1952. — 556 с.
5. Кобрин М. М. Эпюры остаточные напряжений при контактной и контактно-сдвиговой схеме поверхностного пластического деформирования // Вестник машиностроения. - 1963. — № 1. — С. 56 — 60.
6. Солонин И. С. Математическая статистика в технологии машиностроения. М.: машиностроение, 1972. — 216 с.
7. Смирнов Н. В., Дунин-Борковский И. В. Курс теории вероятностей и математической статистики. — М.: Наука, 1969. — 512 с.
8. Степнов М. Н. Статистическая обработка результатов механических испытаний.— М.: Машиностроение, 1972. — 232 с.
9. Бутаков Б. И. Статистическая оценка точности определения глубины изменения механических свойств упрочненного поверхностного слоя // Оборудование и технологии высоковольтного разряда в жидкости. - Киев: Наук. думка, 1987. — С. 48 — 53.
10. Хальд А. Математическая статистика с техническими приложениями.— М.: Изд-во иностр. литературы, 1956. — 664 с.
11. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами.- М. машиностроение, 1975 –160 с.

Исследование и разработка технологии обкатывания огибанием роликами цилиндрических и конических зубчатых колес

И.А. Молдован, *ст. гр. М5,*
Б.И. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*
Николаевский государственный аграрный университет

Механическая обработка крупномодульных зубчатых колес в тяжелом машиностроении осуществляется на зубофрезерных и зубодолбежных станках, обеспечивающих шероховатость поверхности зубьев $R_z = 20 \div 40$ мкм. Чаще всего для снижения шероховатости зубья шестерни подвергают шабрению или прикатке с абразивными пастами.

Методы поверхностного пластического деформирования, которые позволяют резко повысить качество поверхности, применяются при обработке крупномодульных шестерен еще недостаточно широко. Известны установки для окончательной обработки зубьев шестерен обкатыванием их зубчатыми валками [1]. Однако эффективная деформация поверхности зубьев зубчатыми валками возможна при сравнительно больших усилиях и потому этот способ в настоящее время применяют при обработке шестерен модулем до 10 мм. Еще меньшим модулем ($m \leq 5$ мм) ограничен способ получения зубьев шестерен при их холодном накатывании на круглой заготовке с применением специальных профиленкатных станков [2].

Для чистовой обработки крупномодульных шестерен предложено устройство [3], позволяющее обкатывать огибанием роликами зубья на зубодолбежных станках. Устройство для обкатывания цилиндрических шестерен модулем 12 мм и числом зубьев 26 показано на рис. 1. Рабочие ролики 1 (рис. 1, а) установлены в сепараторы 2 из антифрикционного материала и опираются на опорные ролики 3, смонтированные в рычагах 4. Конусность рабочих и опорных роликов подобрана таким образом, что образующие каждой пары пересекаются в общей точке, благодаря чему в опорном контакте скольжение исключается. Образующие рабочих роликов 1 устанавливаются вдоль формирующих кромок контура исходной рейки и охватывают зуб обкатываемой шестерни. Рычаги 4 соединены осями с корпусом устройства 9. Пружины 5 отжимают рычаги до упора в гайки 6, накрученные на шпильки 7. Гайки регулируются так, чтобы в момент соприкосновения роликов 1 с зубом шестерни между ними и рычагами 4 образовался гарантированный зазор 0,5 - 1,0 мм. Усилие обкатывания создается сжатием пружин 5 винтами 8. Во время прямого и обратного хода ползуна станка, к которому закреплен корпус 9 устройства, ролики 1 прокатываются вдоль образующих зуба обрабатываемой шестерни и оставляют на его поверхности два деформированных следа. По мере подачи стола станка с шестерней происходит процесс огибания эвольвентного профиля зуба роликами и постепенно обрабатывается вся рабочая поверхность зуба шестерни. Оптимальное усилие обкатывания выбирается по геометрическим размерам ролика и детали и твердости обрабатываемого материала [4]. Рассчитаем удвоенный радиус кривизны в нормальном сечении ролика ($2R_{кр} = D_p$) для каждой точки профиля обкатываемого зуба (рис. 1, в):

$$2R_{кр} = d / \cos \delta_k, \quad (1)$$

где d_p - текущий диаметр ролика; δ_k - половина угла конуса ролика.

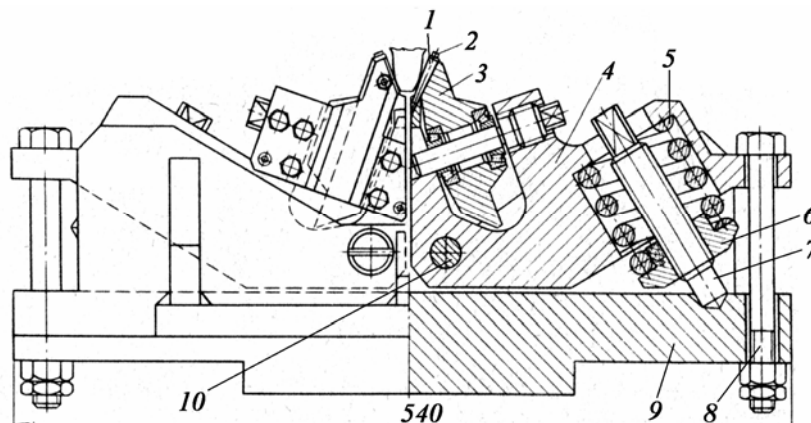
Текущий диаметр ролика d_p соответствующий углу φ поворота шестерни, определяется зависимостью

$$d_p = d_{p,0} - 2x_{1(M)} \sin \delta_k \quad (2)$$

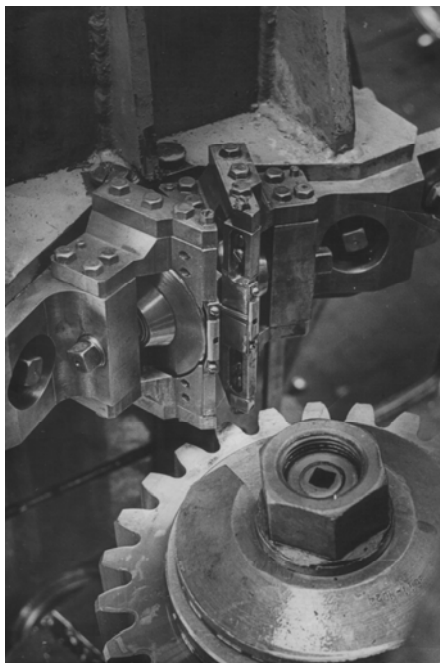
где $d_{p,0}$ - диаметр ролика в сечении, совпадающем с делительной окружностью шестерни:

$$x_{1(M)} = r\varphi \sin \alpha_s. \quad (3)$$

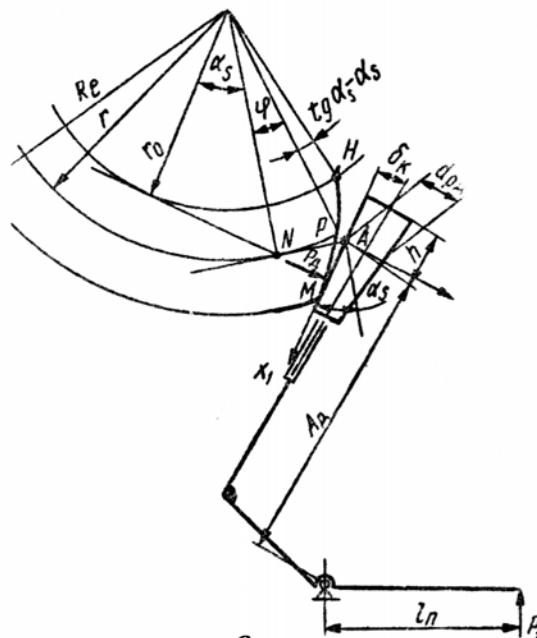
Здесь α_s - торцевой угол зацепления косозубой шестерни. Подставив (3) в (2), получим



а)



б)



в)

а – конструкция, б - общий вид, в - схема расчета параметров процесса

Рисунок 1 – Обкатывания роликами методом огибания цилиндрических шестерен

$$2R_{кр} = (d_{p.д} - 2r\varphi \sin \alpha_s \sin \delta_\kappa) / \cos \delta_\kappa. \quad (4)$$

Радиус кривизны эвольвенты зуба в поперечном сечении колеса в зависимости от φ определится по формуле $R_s = r \cos \alpha_s (\varphi + tg \alpha_s)$, радиус кривизны поверхности зуба косоугольного колеса в сечении, нормальном к образующей зуба -

$$R = r(\varphi + tg \alpha_s) \cos \beta_\delta \cos \alpha_s, \quad (5)$$

где β_δ - угол наклона зубьев косоугольной шестерни на делительной окружности.

Угол огибания принимает наименьшее значение при контактировании ролика с корнем зуба. При этом в соответствии с (3) имеем $\varphi_{\min} = -h / r \sin \alpha_s \cos \delta_\kappa$, где h - расстояние большего торца ролика от среднего сечения.

Наибольшее значение угла огибания $\varphi_{\max} = tg \alpha_e - tg \alpha_s$, где $\alpha_e = \arccos[r \cos \alpha_s / R_e]$. Действительное усилие обкатывания

$$P_\delta = \frac{\Delta H \gamma_n l_n}{A_\delta / \cos \delta_\kappa - x_{1(M)}}, \quad (6)$$

где ΔH - сжатие пружины; γ_n - жесткость пружины; l_n - плечо приложенного усилия P_n пружины; A_δ - расстояние от оси поворота рычага до среднего сечения ролика.

Формулу (6) с учетом (2) запишем в виде

$$P_\delta = \frac{\Delta H \gamma_n l_n}{A_\delta / \cos \delta_\kappa - r \varphi \sin \alpha_s}. \quad (7)$$

Оптимальная подача обкатывания выбирается в соответствии с приведенной кривизной детали и ролика в плоскости подачи. Кривизна ролика в нашем случае равна нулю. Радиус кривизны поверхности шестерни для любого φ определен по (5). Рассчитаем действительную подачу по профилю зуба при любом значении угла φ .

Длина участка эвольвенты HM в соответствии с [5] $S' = 1/2r_o(\varphi + tg \alpha_s)^2$. Скорость перемещения точки контакта ролика M по профилю зуба (подача обкатывания) находится из соотношения

$$s_{\min} = dS' / dt = r \cos \alpha_s \omega (\varphi + tg \alpha_s),$$

где ω - угловая скорость поворота шестерни в процессе обкатывания, $d\varphi / dt$.

Подача на 1 проход ролика составляет

$$s_\delta = s_{\min} / n_{\deltaв.х} = r \cos \alpha_s (\varphi + tg \alpha_s) \omega / n_{\deltaв.х}, \quad (8)$$

где $n_{\deltaв.х}$ - число двойных ходов ползуна станка в единицу времени;

$\omega / n_{\deltaв.х}$ - угловой поворот колеса на один двойной ход ползуна,

$$\omega / n_{\deltaв.х} = 2L / Z_1 n_z m_s, \quad (9)$$

где L - длина хода стола (длина обката); Z_1 - число зубьев шестерни; n_z - число двойных ходов ползуна при обкатывании одного зуба.

Длина обката

$$L = \varepsilon \pi m_s + \Delta K, \quad (10)$$

где ε - коэффициент перекрытия косозубого реечного зацепления; ΔK - врезание и перебег стола при обкатывании.

Коэффициент перекрытия

$$\varepsilon = \frac{Z_1(\operatorname{tg} \alpha_e - \operatorname{tg} \alpha_s) + \frac{4(f_n - \xi)}{\sin 2\alpha_s}}{2\pi} + \frac{b_{\text{ш}} \operatorname{tg} \beta_\delta}{\pi m_s}, \quad (11)$$

где $b_{\text{ш}}$ - ширина шестерни.

Подставив (11) в (10), окончательно получим

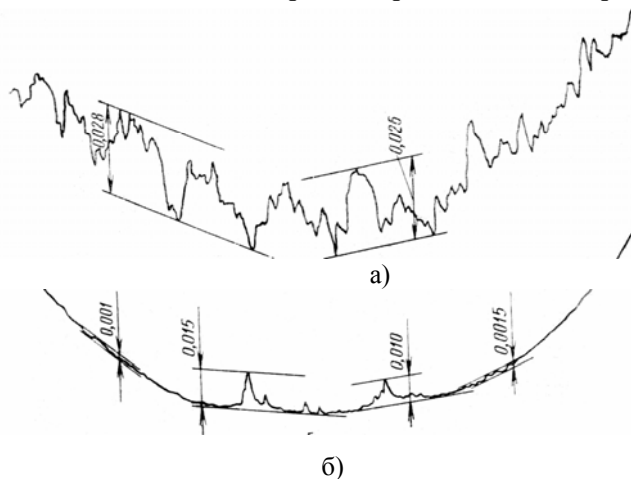
$$L = \left\{ \frac{Z_1}{2} (\operatorname{tg} \alpha_e - \operatorname{tg} \alpha_s) - \frac{2(f_n - \xi)}{\sin^2 \alpha_s} \right\} m_s + b_{\text{ш}} \operatorname{tg} \beta_\delta + \Delta K. \quad (12)$$

Подача стола станка на двойной ход ползуна

$$s_c = L / n_z. \quad (13)$$

В случае обкатывания прямозубых цилиндрических шестерен в формулах (7), (13) угол α_s заменяется углом α , модуль m_s - модулем m , угол $\beta_\delta = 0$.

Общий вид установки для обкатывания шестерни бурового насоса модулем $m = 12$ мм, $Z_1 = 26$ показан на рис. 1, б. Шестерня из стали 34ХН1М твердостью 180 НВ после обработки на зубострогальном станке (фирмы «Мааг») имела шероховатость зубьев $R_z = 26 \dots 30$ мкм и лишь на некоторых участках - $R_z = 10 \dots 18$ мкм. Обкатывание проводили на режиме чистового зубострогания при скорости 13 двойных ходов ползуна в минуту. Сжатие пружины ΔH рассчитано по формуле (6) из условия оптимизации усилия обкатывания при $\varphi = \varphi_{\max}$, чему соответствовало усилие $P = 4,5$ кН, выбранное в соответствии с [4] по $D_p = 2R_{\text{кр}}$ (4), $D_\delta = \infty, r_p = R$ (5) и 180 НВ.



а - до обкатывания, б - после

Рисунок 2 – Шероховатость поверхности зубьев

В процессе обкатывания усилие P_δ уменьшается в связи с возрастанием плеча A_δ и при $\varphi = \varphi_{\min}$ составляет 3,6 кН, что несколько превышает необходимое усилие в

точке контакта, соответствующей этому углу огибания. Подача стола $s_c = 3,3$ мм/двойных ходов позволяет получить действительную подачу s_d роликов по профилю, изменяющуюся в пределах 1,2 - 0,31 мм/дв.ход, что соответствует расчетной подаче [4], связанной с кривизной профиля зубьев. Обкатывание каждого зуба завершается (как и чистовое нарезание) за 50 дв. ход ползуна. Обкатанные зубья имели шероховатость $R_a = 0,16...0,32$ мкм при наличии отдельных рисок глубиной до 0,015 мм в местах особенно грубых зарезов, см. рис 2. Для зубчатых колес модулем более 12 мм создание устройства подобного типа упрощается, что обусловлено увеличением размеров впадины между зубьями.

Список литературы

1. Упрочнение пластическим деформированием крупномодульных зубчатых колес / Д. Л. Юдин, И. П. Зобнин, М. И. Найм и др. // Вестн. машиностроения.— 1970.— № 1,— С. 19—21.
2. Писаревский М. И., Семин М. Т., Лапин В. В. Современная технология и оборудование для накатывания резьб, червяков и зубьев. Обзор.— М.: НИИМАШ, 1980.— 76 с.
3. Браславский В. М., Бутаков Б. И. Обкатывание роликами зубьев крупномодульных шестерен // Вестник машиностроения.— 1973.— № 3.— С. 63—64.
4. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов.- Киев: Наук. думка, 1995. – 256 с.
5. Колчин И. И. Аналитический расчет плоских и пространственных зацеплений.— М.: Машгиз, 1949.— 349 с.

Разработка способа обкатывания роликами с исключением волнистости на обкатанной поверхности

Ю.В. Пинов, *ст. гр. М5,*
Б.И. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*
Николаевский государственный аграрный университет

Для упрочняющего обкатывания металлических деталей вращения больших диаметров, когда при высокой степени пластической деформации необходима и существенная глубина ее проникновения, наиболее широко применяются сферические или торообразные ролики и при больших углах вдавливания ролика в направлении его подачи на обкатанной поверхности детали появляется волнистость с шагом, отличным от величины подачи.

Основной причиной появления волнистости многие исследователи считают наличие торцевого биения ролика, приводящего к переменной подаче обкатывания [1]. Для предотвращения появления волнистости при чистовом обкатывании рекомендуют принимать угол вдавливания, значением $2-3^{\circ}$ (что, однако, ограничивает шероховатость обкатанной поверхности величиной $40 < R_z < 160$ мкм), а для уменьшения волнистости – использовать ролики с точным рабочим профилем и чаще их перешлифовывать. При упрочняющем обкатывании тонкий поверхностный слой для исключения волнистости поверхность шлифуют или стачивают, это существенно уменьшает эффективность упрочнения.

Нами предложен способ исключения волнистости на обкатанной поверхности с помощью стабилизации усилия обкатывания, циклически изменяющегося с каждым оборотом ролика из-за переменных по направлению усилий трения в опорах крепления рычага с обкатывающим роликом в корпусе приспособления [2]. Усилие обкатывания стабилизируется заменой опор скольжения, на которые установлен рычаг, подшипниками качения. Более чем на порядок снижается усилие трения в опорах рычага, что приводит к стабилизации усилия на обкатывающем ролике.

На рис. 1 показана схема расчета шага волны S_w при некратных отношениях D_o/D_p , где D_o – диаметр обкатываемой детали, D_p – диаметр ролика. Точками на развертке следа ролика при качении его по детали отмечены места максимального усилия P . Точки, сдвигаясь по поверхности детали, образуют винтовые линии с шагом S_w , превосходящим значение S . Вдоль этих линий деформация металла поверхностного слоя детали получается большей, чем в промежутках между ними, что и обуславливает появление волнистости.

Из подобия треугольников ABC и $A_1B_1C_1$ следует, что шаг волны

$$S_w = \frac{D_p S}{D_p N - D_o}, \quad N = \left[\frac{D_o}{D_p} \right] + 1, \quad (1)$$

где S – подача, $[D_o/D_p]$ – целая часть отношения.

Выражение (1) справедливо для случая, исключаящего проскальзывания ролика по детали при их взаимном вращении, при наличии скольжения фактический шаг волны может значительно отличаться от расчетного. Разворотом оси ролика вокруг перпендикуляра к поверхности контакта в ту или другую сторону можно изменить степень проскальзывания ролика и тем самым повлиять на значение S_w . Стабилизируя с

помощью установки роликового узла на подшипниках качения усилие обкатывания P , можно исключить появление волнистости при больших углах вдавливания, которые свойственны даже упрочняющему обкатыванию. При этом удастся получить шероховатость поверхности $R_a = 0,08-0,32$ мкм при исходной $R_z = 80-160$ мкм, кроме того, совместить чистовое и упрочняющее обкатывание.

Представленные на рис.2 профилограммы поверхности вала из наиболее мягкой конструкционной стали 20, HB 140 до обкатывания и после обкатывания при нормальном усилии $P_{\text{ун}} = 5$ кН, $S = 0,2$ мм/об детали, $D_d = 117$ мм, $D_p = 60$ мм, свидетельствуют об эффективности установки роликового узла на подшипниках качения. На кривой 3 видна наметившаяся волнистость на обкатанной поверхности с шагом $S_w = 3,9$ мм, что соответствует значению S_w , рассчитанному по формуле (1).

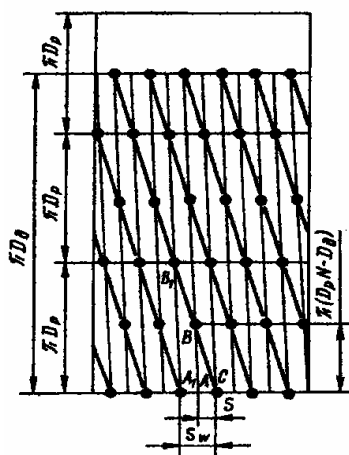
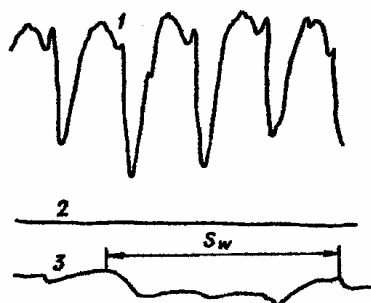


Рисунок 1 – Схема расчета шага волны



1 – до обкатывания ($R_z = 100$ мкм); 2 – после обкатывания при установке роликового узла на подшипниках качения ($R_a = 0,08-0,16$ мкм); 3 – после обкатывания при установке роликового узла на подшипниках скольжения ($R_z = 16$ мкм)

Рисунок 2 – Профилограммы поверхности вала при обкатывании роликами

Эффективность обкатывания может быть повышена также за счет применения роликов малого диаметра (бочкообразных и цилиндрических), что полностью исключает появление волнистости и при трении скольжения роликового узла в устройстве вследствие малости угла φ_a .

Список литературы

1. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами. – М.: Машиностроение, 1966. – 159 с.
2. Бабей Ю. И., Бутаков Б. И., Сысов В. Г. Поверхностное упрочнение металлов. Киев: Наукова думка, 1995.–256 с.

Вплив якості очистки масла на моторесурс дизельних двигунів

В.Ю. Рижова, *ст. гр. ЗМб,*

В.В. Кичан, *ст. гр. ЗМб,*

В.В. Панфілов, *ст. гр. ЗМб,*

М.С. Гріпачевський, *доц., канд. техн. наук*

Миколаївський державний аграрний університет

В процесі експлуатації масел в них накопичуються продукти окислення, забруднення і інші домішки, які різко знижують якість масел. Масла, що містять забруднюючі домішки, нездатні задовольняти вимогам, що пред'являються до них, і повинні бути замінені свіжими маслами. Відпрацьовані масла збирають і піддають регенерації з метою збереження цінної сировини, що є економічно вигідним.

Як виявлено виробничою експлуатацією тракторів, частина присадки, яка введена в масло, фільтрується відцентровими маслофільтрами двигуна, а також випадає в осад під час транспортування і зберігання. Це у свою чергу знижує експлуатаційні властивості масла, створюючи негативний вплив як на довговічність двигуна внутрішнього згоряє так і на час роботи самого масла.

Це в деякій мірі можливо компенсувати за рахунок додавання в масло присадок, які виготовляються як на органічних так і на металевій основі, що застосовувати в умовах експлуатації неможливо через невідомий їх склад.

Якість працюючого моторного масла можна покращити шляхом вдосконалення механізму очистки масла, наприклад, очистки його модернізованою центрифугою.

Для проведення експлуатаційних випробувань були вибрані 2 нових трактори МТЗ-80. Кількість відпрацьованих мотогодин коливалася в межах 200-280 мотогодин.

Під час вибору тракторів для проведення експлуатаційних випробувань головну увагу надавалося їх технічному стану, і особливо, чад масла, витрата палива і проривання газів з сапуна двигуна. Для цього кожний трактор перевірявся по вище перерахованих показниках протягом двох робочих змін. Витрата палива перевіряли безпосередньо по показниках мірної лійки, чад масла відповідно долитого з мірного циліндра місткістю 0,5 л.; а кількість газів що проривалося з сапуна - за допомогою газового лічильника КИ-8940.

Зіставлення результатів спостережень за тракторами дало підстави для можливості їх використання для проведення експлуатаційних випробувань.

Перед початком проведення випробування всім тракторам було проведено 2-е технічне обслуговування згідно інструкції. При цьому піддон картера був знятий і ретельно промитий дизельним паливом. Після збірки двигуна заливалося свіже масло. При роботі двигуна контролювався тиск масла, яке було в допустимих межах. Точність роботи показника температури води перевірялося за допомогою ртутного термометра. Робота центрифуги перевірялася згідно інструкції після зупинки прогрітого двигуна. В головну масляну магістраль був вмонтований спеціальний штуцер для відбору проб масла в період випробування.

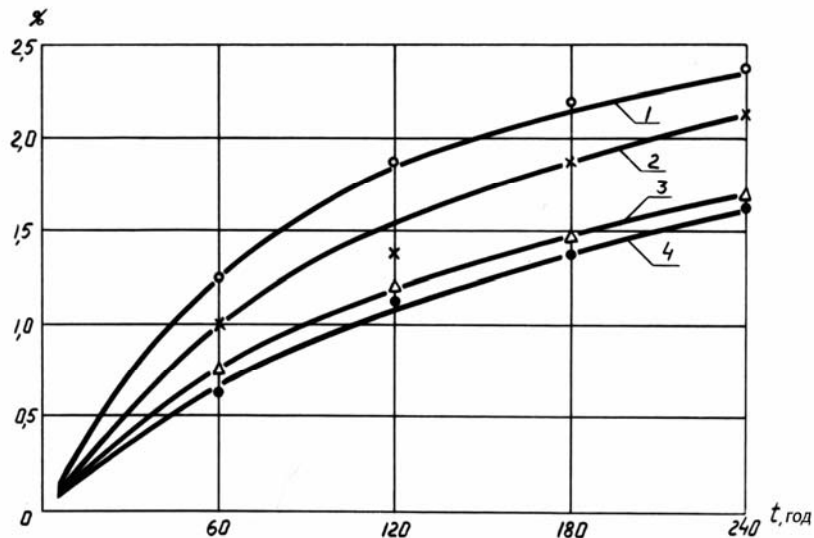
За весь період проведення експлуатаційних випробувань масло в картері двигуна не замінювали з огляду на те, що кількість відпрацьованих мотогодин не перевищувала 240-340 мотогодин.

Кількість відкладень в центрифугі визначали шляхом зважування ротора на терезах, через 60 мотогодин роботи двигуна; промивання центрифуги відбувалася через

120 годин роботи двигуна. Відбір проб масла в кількості 300 мл проводили кожні 60 мотогодин роботи двигуна. Доливу масла на компенсацію чаду проводили за допомогою мірних циліндрів місткістю 0,5 л з ціною розподілу 1 мл.

Отже при визначенні сорту масел для різних двигунів необхідно провести експлуатаційні випробування з подальшою оцінкою всіх фізико-хімічних показників масла і зносу деталей.

На рис. 1 приведені криві зміни концентрації механічних домішок в маслі для тракторів. З рисунка видно, що концентрація механічних домішок для масел з серійною центрифугою досить велика і складає після 240 годин роботи двигуна відповідно 2,4%. Концентрація ж механічних домішок для масла з пропонуємою центрифугою низька і складає 1,69, що дещо нижче, ніж для масла з серійною центрифугою, тобто в 1,42 рази.



1, 2 - серійною центрифугою, 3, 4 – пропонуємою центрифугою

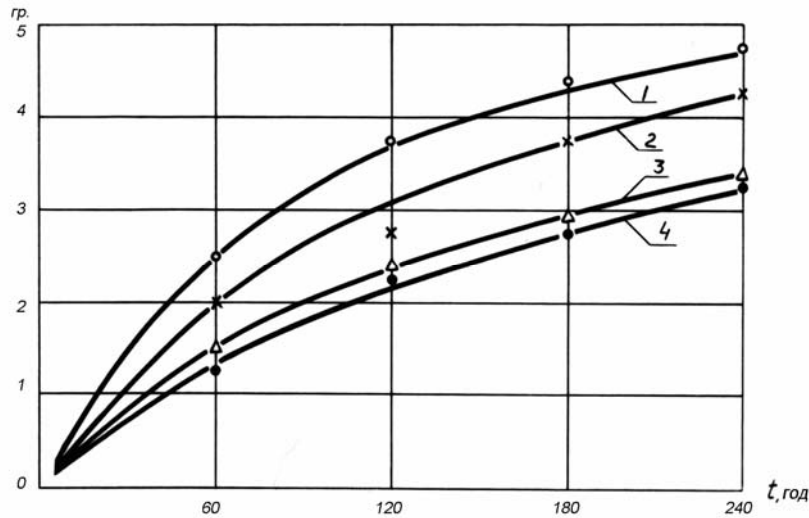
Рисунок 1 – Зміна змісту механічних домішок в маслі при експлуатаційних випробуваннях

Як видно з рис. 1, в перші 60 - 120 годин роботи двигуна в маслі відбувається інтенсивне накопичення механічних домішок. Надалі цей процес стабілізується.

Відомо, що з пониженням частоти обертання ротора центрифуги кількість механічних домішок зростає, на підставі чого зменшується ступінь очищення масла від домішок. При зростанні обертів центрифуги якість очищення масла зростає в порівнянні з серійною центрифугою, тому механічні домішки зменшуються за період 240 мотогод роботи двигуна з 2,4 до 1,69 %. З пониженням температури якість фільтрації масла значно погіршується. Ця обставина усугубляє ще і тим, що при холостому ході або середніх оборотах двигуна тиск масла на вході в центрифугу значно зменшується, що сприяє ще більш гіршій фільтрації.

Дослідженнями Г.О. Смірнова встановлено, що з пониженням температури масла з 90 до 50°C коефіцієнт очищення масла знижується удвічі. Отже, якщо забезпечити температурний режим масла, що знаходиться в межах 80-85°C (близька до робочої в літніх умовах експлуатації), то можна понизити концентрацію нерозчинних продуктів в маслі удвічі. Враховуючи ту обставину, що обороти двигуна не постійні (отже, і тиск масла на вході в центрифугу змінюється); необхідно забезпечити таку конструкцію центрифуги, обороти якої б не змінювалися і були близькими до номінальних (10000 об/хв).

Знос деталей двигуна, визначений методом спектрографії, виражений в гр. заліза, що знаходиться в маслі, відкладення з центрифуги, в пробах масла, а також в учаділому маслі представлений на рис. 2, до кінця випробувань має наступну тенденцію.



1, 2 – серійними центрифугами, 3, 4 – пропонуємими центрифугами

Рисунок 2 – Знос деталей двигунів тракторів при експлуатаційних випробуваннях

Відповідно для серійних центрифуг двигунів знос склав: 1 - 4,4 гр. При випробуваннях з пропонуємою центрифугою знос дорівнював 2,7 гр. Таким чином, мінімальний знос двигунів відбувається при роботі з пропонуємою центрифугою, який в 1,3 рази менше ніж з серійною центрифугою.

Список літератури

1. Кудрявцев Б. Б. Применение ультразвуковых методов в практике физико-химических исследований / Кудрявцев Б. Б. - М., ГИТТЛ, 1952. 323 с. с ил.
2. Смирнов М. С. Влияние температуры охлаждающей жидкости и природы топлива на износ деталей цилиндра-поршневой группы дизелів / Смирнов М. С., Очеретяный И. Т. // Материали ІІ науково-технічного совещания по повышению износа деталей ЦПГ двигателей внутреннего сгорания, стр. 25, - М., 1968.
3. Арабян С. Г. Исследование и подбор картерных масел в соответствии с требованиями и условиями эксплуатации дизелів / Арабян С. Г. Кандидатская диссертация, М., 1959.
4. Павлов К. А. О замене масел в тракторных двигателях / Павлов К. А. // Техника в сельском хозяйстве №3, 1963, стр 82-86.
5. Венцель С. В. Смазка двигателей внутреннего сгорания / Венцель С. В. Машгиз, 1963, стр. 134.
6. Горобец П. З. Эксплуатация тракторов в зимних условиях / Горобец П. З. - М., Трудрезервиздат, 1975.
7. Синичкин М. А. Оценка эксплуатационных свойств масел при понижении температурных режимах работы двигателя / Синичкин М. А., Горобец В. И. // Химия и технология топлив и масел № 4, Изд-во Химия, 1964.
8. Заславский Ю. С. Методика стендовых испытаний масел на осадкообразование при низких рабочих температурах двигателя // Заславский Ю. С. - Гостоптехиздат, 1973.
9. Вишпер А. Б. Моторные и реактивные масла и жидкости / Вишпер А. Б. Изд. 4, Изд-во – Химия, М. 1963, стр.299.
10. Резников В.Д. Применение дизельных масел с присадками в форсированных двигателях / Резников В.Д. ЦНИИТЭ нефтехим, 1966, стр. 5.

Исследование и разработка технологии обкатывания деталей с концентраторами напряжений

И.С. Сокол, *ст. гр. М5,*
Б.И. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*
Николаевский государственный аграрный университет

Во множестве случаев эксплуатации разрушение деталей машин, оборудования, аппаратов и элементов конструкций начинается с поверхности (усталость, износ, контактное взаимодействие, воздействие сред и т.д.). Поэтому во многих случаях надежность и долговечность изделий зависят от качества, прочности и структурно-напряженного состояния металла поверхностных слоев деталей. При изготовлении и эксплуатации деталей машин на их поверхностях образуются неровности и микронеровности, а слой металла, непосредственно прилегающий к поверхности, имеет нередко иную структуру, фазовый и химический состав по сравнению с сердцевиной. Кроме того, в нем возникают остаточные напряжения.

Для упрочнения поверхностного слоя металлических деталей ответственного назначения используется поверхностное пластическое деформирование (ППД) обкатыванием роликами. Совмещение чистового и упрочняющего ППД значительно повышает эффективность упрочнения, так как одновременно обеспечиваются, с одной стороны, получение интенсивного поверхностного наклепа с созданием на большой глубине остаточных сжимающих напряжений, с другой – достижение низкой шероховатости поверхности.

Совмещение чистового и упрочняющего обкатывания роликами осуществляется устранением волнистости поверхности при упрочняющем обкатывании стабилизацией усилия на деформирующем ролике, повышением эффективности деформации с помощью способа огибанием роликами, повышением степени пластической деформации за счет применения роликов малого диаметра [1].

Наклеп поверхности вызывает увеличение объема поверхностных слоев металла, которому препятствуют нижележащие менее наклепанные слои, вследствие чего возникают остаточные напряжения первого рода, уравнивающиеся в макрообъемах металла. Для многих деталей наиболее важны осевые остаточные напряжения. В дальнейшем будем иметь в виду именно их, полагая, что в поперечных сечениях детали эти напряжения складываются с напряжениями от внешних нагрузок.

Стремящиеся занять большой объем поверхностные наклепанные слои испытывают остаточные сжимающие напряжения, а стесняющие их деформацию глубинные ненаклепанные слои — напряжения растяжения. Обычно соотношение площадей сечения, соответствующих наклепанному слою и сердцевине, невелико, и значительные напряжения сжатия в поверхностных слоях уравниваются небольшими, распределенными по оставшейся части сечения растягивающими напряжениями.

Остаточные напряжения первого рода играют определяющую роль в изменении сопротивления усталости и долговечности деталей машин. Особенно значительным их влияние может быть для деталей с концентраторами напряжений, что связано со способностью остаточных напряжений концентрироваться у дна концентраторов и изменять градиент действующих напряжений [2].

Если в поверхностных слоях детали без нанесения надреза осевые остаточные напряжения от ППД описываются эпюрой 1 (рис. 1,а), то у дна надреза,

располагающегося в пределах упрочненной зоны, эпюра будет иметь вид 2 (рис. 1,в). Остаточные напряжения при наличии надреза превосходят аналогичные напряжения в гладкой детали в K_K раз, где K_K – коэффициент концентрации напряжений:

$$K_K = \frac{\sigma_{OC_K}}{\sigma_{OC_T}} \quad (1)$$

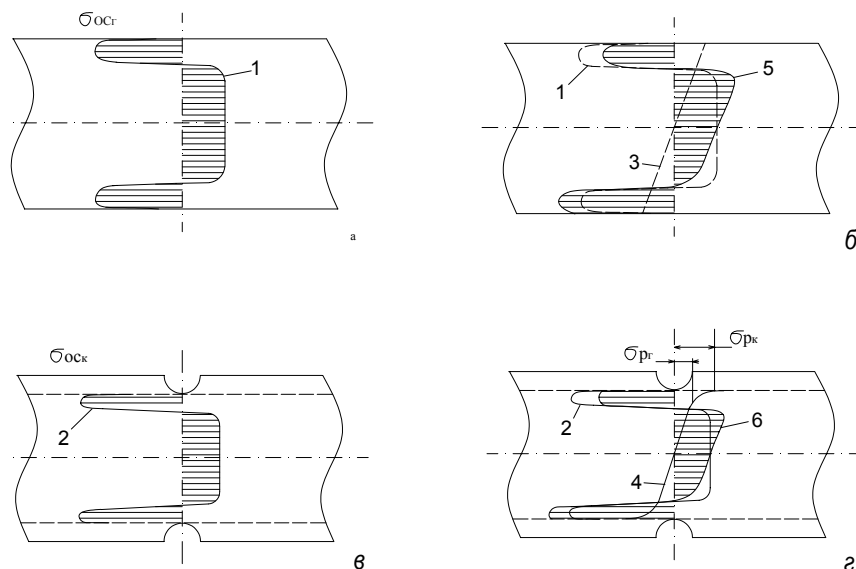


Рисунок 1 – Эпюры рабочих и остаточных напряжений

Характер распределения рабочих напряжений при наличии надреза также изменяется в соответствии с концентрацией напряжений:

$$K_K = \frac{\sigma_{PK}}{\sigma_{PT}} \quad (2)$$

Суммарные напряжения для вала с надрезом будут иметь вид эпюры б (рис. 1,г), а для гладкого — эпюры 5 (рис. 1, б), где действуют остаточные и рабочие напряжения. Распределение рабочих напряжений на детали с надрезом (эпюра 4 рис. 1,г) так-же имеет отличный от гладкого характер (эпюра 3 рис.1,б). Из всего выше сказанного следует, что при наличии накатанного надреза на детали остаточные напряжения в ней значительно выше по сравнению с гладкой деталью, и потому, накатыванием поверхности дна канавки можно значительно повысить эффект упрочнения от ППД.

Список литературы

1. Бабей Ю. И., Бутаков Б. И., Сысоев В. Г. Поверхностное упрочнение металлов. Киев: Наукова думка, 1995.–256 с.
2. Кудрявцев И. В. Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении.- М.: Машгиз, 1951.–278 с.

Зміцнення великих різбових деталей обкаткою вібруючим роликом

А.Ф. Сухий, *ст. гр. М5,*
Б.І. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*
Миколаївський державний аграрний університет

Різьблення на валах служить концентраторами значних напружень, що різко знижують межу витривалості деталей, працюючих при циклічних навантаженнях.

Різьблення на великих валах, колонах і тому подібних деталях зміцнюють пластичним деформуванням западини нарізаної різби.

Цей метод суміщає процеси обкатки і карбування роликом, що знаходиться одночасно під впливом статичного зусилля силового механізму і динамічного навантаження ударника.

Ролик стикається з деталлю тільки поверхні дна западини різби, що зміцнюється. Для цього він має зменшений відносно різби кут профілю. Звичайно виявляється достатньою різниця в кутах 3-5°. Ролик встановлюється так, що між його бічними поверхнями до поверхнями витків різби зберігаються невеликі клиновидні зазори. При цьому деформується лише дно западини, зменшується внутрішній діаметр різби, а профіль різби не спотворюється. Така технологія дозволяє зміцнювати остаточно оброблену різбу, причому зміни внутрішнього діаметра укладаються в допуски вільного розміру.

Ефективність зміцнення різби наклепом западини виявляється вельми значною.

Ефективність зміцнення пов'язана зі ступенем деформації металу деталі, що зміцнюється. Навіть при малих ступенях деформації, що вимірюється десятими частками процента, стомлююча міцність різбових зразків помітно зростає. Це дозволяє використати метод обкатки вібруючим роликом для зміцнення деталей досить великих розмірів.

Для зміцнення різб розроблений пристрій з пневматичним ударником. Робочий ролик цього пристрою встановлений на осі у важелі і підтискається до деталі, що зміцнюється пружиною.

Обойма з пневмоударником розміщена в направляючій расточці корпусу, яким пристрій кріпиться в різцетримачі станка. Бойок передає ударне навантаження від пневмоударника на ступицю робочого ролика. Обойма з пневмоударником за допомогою шпильок підтискається пружинами до ролика з силою біля 300 Н забезпечуючи стійку роботу пневматичного механізму і повну віддачу енергії удару.

Кронштейн, несучий важіль з робочим роликом, виконаний поворотним навколо осі пневматичного ударника. Це дозволяє після установки і закріплення пристосування на станку вивірити положення ролику по западині, що зміцнюється з урахуванням кута підйому різби. Знайдене вимірянням положення кронштейна фіксується гвинтами. Пристосування оснащено змінними обоймами і з пневматичними ударниками різної потужності.

Зміцнення здійснюється при повільному обертанні деталі, що забезпечує кругову подачу 1-1,5 мм на кожний удар. Пристрій сполучається з мережею стислого повітря через пневмопанель, на якій змонтовані кран, манометр водовідокремлювач і редукційний клапан.

У процесі експлуатації пристроїв для зміцнення різьблення вібруючим роликом і пристосування для карбування циліндрів спостерігаються часті випадки поломки роликів і бойків, працюючих в умовах жорсткого удару по металу. Це примушує пред'являти підвищені вимоги до якості металу і обробки поверхонь. Найкращою стійкістю володіють ролики, виготовлені з сталей Х12М і Х12Ф1 з карбідний неоднорідність не вище за 5-го бали по ГОСТу 5952 63. Бойки виготовляються з сталі 60С2. Всі галтельні сполучення виконуються з гранично великими допустимими радіусами і ретельно поліруються до 8 - 9-го класу чистоти.

Список літератури

1. Бабей Ю. И., Бутаков Б. И., Сысоев В. Г. Поверхностное упрочнение металлов. Киев: Наукова думка, 1995.–256 с.

Обкатывание роликами и шариками закаленных сталей

Е.И. Юдов, *ст. гр. ЗМ5,*

В.А. Артюх, *ассист.,*

Б.И. Бутаков, *проф., д-р техн. наук*

Николаевский государственный аграрный университет

Упрочнение деталей из закаленных сталей с помощью обкатывания роликами и шариками находит широкое применение в промышленности.

Изучение состояния поверхностного слоя закаленных образцов показало его структурную неоднородность. Последняя, в частности, характеризуется большим разбросом микротвердости. В результате обкатывания разброс твердости значительно сокращается. Это обстоятельство следует считать одним из основных факторов повышения износостойкости.

Повышение износостойкости у обкатанных закаленных образцов установлено В. А. Сологубом, И. И. Сухановым и др. [1]. Повышение износостойкости объясняется более высокой структурной однородностью, и наличием остаточных напряжений сжатия, образованных при обкатывании.

Исследование износостойкости направляющих блоков штампов из стали ШХ15, термически обработанных до твердости HRC 62—64, проведено при возвратно-поступательном перемещении с частотой 230 ход/мин [1, 2]. Износ направляющих, упрочненных обкатыванием вибрирующим шариком (с частотой 18—24 кГц) по сравнению с износом шлифованных, снижается в 2—4,7 раза.

Таким образом, обкатывание трущихся поверхностей деталей из закаленных сталей в большинстве случаев следует считать надежным средством повышения износостойкости. Для трения качения наиболее характерен осповидный износ, выражающийся в поверхностном выкрашивании частиц металла. Вопрос о влиянии предварительного упрочнения на этот вид износа изучен недостаточно.

А.С. Венжега испытывал шлифованные и обкатанные образцы из стали 9Х, закаленные т. в. ч. Обкатывание производилось роликом с профильным радиусом 4,5 мм с усилием от 0,5 до 4,0 кН. Наибольшая стойкость, в 2,5 раза выше шлифованных, установлена у образцов, обкатанных с усилием 2,0 кН. Этому усилию соответствовало и наибольшее увеличение твердости. Увеличение износостойкости А. С. Венжега связывает с повышением структурной однородности поверхностного слоя и наличием в нем напряжений сжатия. Была испытана также партия обкатанных роликом валков 12-валкового стана. Обкатанные валки при прокатке латуни оказались на 38% долговечнее шлифованных.

Исследования влияния обкатывания роликами на износ при трении качения проводили на машине типа МИ-1М [1]. Исследовали образцы из сталей 14Х2НЗМА и ШХ15, имевшие диаметр 40 мм и ширину 10 мм. Верхние образцы, называемые в дальнейшем роликами, были изготовлены в идентичных условиях из тех же материалов. У нижних образцов, изготовленных при различных режимах, был неодинаковый поверхностный слой.

Образцы из стали 14Х2НЗМА после цементации и термической обработки шлифовали. Часть образцов испытывалась непосредственно после шлифования, а остальные перед испытанием обкатывались при разном давлении. Твердость образцов перед обкатыванием составляла 58—59 HRC. Образцы из стали ШХ15 (61—62 HRC)

после закалки и отпуска обрабатывали по трем вариантам: подвергали шлифованию, шлифованию с последующим полированием и шлифованию с последующим обкатыванием шариком диаметром 10 мм.

При испытаниях нагружение нижнего образца осуществлялось прижатием к нему ролика с помощью тарированной пружины. Контактное давление составляло 850 МПа. Во время испытания образец вращался со скоростью 416 об/мин.

Износостойкость образцов оценивали количеством изношенного металла, путем взвешивания образцов на аналитических весах. Исследуемый образец погружали в ванночку с машинным маслом. Продолжительность испытаний образцов из стали ШХ15 составляла 32 ч, а из стали 14Х2Н3МА — 8 ч. Наибольший износ получили шлифованные образцы, т. е. образцы, обработанные по применяемой на заводах технологии. У образцов, обкатанных после шлифования, износ снизился на 32—57%. Повышение контактной нагрузки при обкатывании до оптимальной величины обеспечивает более высокую износостойкость. Так, у образцов из стали 14Х2Н3МА, обкатанных при давлении 1500 МПа, износ по сравнению со шлифованными снизился на 32%, а у обкатанных при давлении 2800 МПа — на 51%.

Наибольшую износостойкость показали образцы, обкатанные при давлении 2800 МПа. Увеличение давления до 3000 МПа приводит к некоторому снижению эффективности обкатывания. По-видимому, это связано с перенаклепом, следствием которого является некоторое снижение поверхностной твердости и остаточных напряжений сжатия. Разброс микротвердости обкатанных образцов незначителен по сравнению с разбросом микротвердости шлифованных образцов.

Резкое повышение износостойкости упрочненных образцов из стали ШХ15 (64—67 HRC) установлено также в исследовании [3]. Образцы были обкатаны шариком, вибрирующим с ультразвуковой частотой. Износ осуществлялся посредством качения шарика диаметром 10 мм при наличии смазки и оценивался по размеру образующейся канавки. Количество циклов при всех испытаниях составляло 105, контактное усилие 0,35 кН. Испытания показали возрастание относительной износостойкости у обкатанных образцов по сравнению с износостойкостью шлифованных образцов в 1,6—4,6 раза.

При трении качения происходит постепенное накопление микропластических деформаций. Как и при обкатывании, этот процесс, очевидно, связан с искажениями кристаллической решетки и дроблением блоков. Однако при многократно повторяющихся контактных нагрузках способность решетки деформироваться оказывается исчерпанной, по-видимому, при значительно меньших давлениях по сравнению с обкатыванием в один проход. Можно представить, что после того, как микроискажения достигли своего предельного значения, продолжающиеся циклические контактные нагрузки вызывают в наиболее деформированном тонком слое дальнейшее интенсивное дробление блоков, приводящее уже к возникновению усталостных трещин и поверхностному выкрашиванию. Сказанное подтверждается явлением перенаклепа (шелушения), наблюдаемого при обкатывании с большим числом проходов и с контактными нагрузками, меньшими оптимальных.

Предварительный равномерный наклеп верхнего слоя повышает предел текучести и увеличивает сопротивление пластическим деформациям, происходящим при качении деталей, что является одной из основных причин снижения износа.

В Саратовском политехническом институте при помощи специального приспособления с игольчатыми роликами обкатывали рабочие поверхности внутренних колец роликовых подшипников типа 32612. В зависимости от усилия обкатывания поверхностная микротвердость возрастала с 760—800 до 900—940 НV, в упрочненном слое возникали остаточные сжимающие напряжения, достигающие 800 МПа.

Испытания подшипников с обкатанными внутренними кольцами показали, что их долговечность зависит от режима обкатывания. Наибольшая долговечность (400—750 ч) установлена у колец, обкатанных с усилием 1,35—1,45 кН. У подшипников, не подвергавшихся обкатыванию, долговечность составила всего 100—300 ч. Эти данные подтверждают высокую эффективность обкатывания, как простого метода повышения долговечности опор качения.

Список литературы

1. Папшев Д.Д. Упрочнение деталей обкаткой шариками. - М.: Машиностроение, 1968. – 132 с.
2. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. – М.: Машиностроение, 1978. – 152 с.
3. Муханов И.И., Голубев Ю.М. Ультразвуковое упрочнение сталей и чугуна // Машиностроитель, - 1966, № 9, - С. 13 – 16.

ТЕЗИ ДОПОВІДЕЙ СТУДЕНТІВ ТА МАГІСТРАНТІВ НА ВСЕУКРАЇНСЬКІЙ КОНФЕРЕНЦІЇ

*Підписано до друку 20.05.2011
Ум друк.арк. 8,875. Тираж 100 прим.*

*© МОВ КНТУ, м.Кіровоград, пр.Університетський, 8.
Тел. 390-443, 390-380.*