ДОНЕЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ

ПРОГРЕСИВНІ ТЕХНОЛОГІЇ І СИСТЕМИ МАШИНОБУДУВАННЯ

Міжнародний
збірник наукових праць

Випуск 32

ДОНЕЦЬК – 2006

ББК К5я54
УДК 621.01(06)

Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. Вип. 32. – 293 с.

ISBN 966-7907-21-X

У міжнародному збірнику наукових праць наведені деякі питання теорії та практики обробки виробів прогресивними методами, показані досягнення та шляхи розвитку технологічного обладнання, оснащення, металорізального інструмента та нанесення спеціальних покриттів на вироби машинобудування. Розглянуті окремі аспекти автоматизації виробничих процесів і надійності технологічного обладнання. Висвітлені сучасні проблеми матеріалознавства у машинобудуванні.

В даному збірнику друкуються вчені та провідні фахівці із України, країн близького та далекого зарубіжжя. Призначений для науково-технічних робітників, ІТР и спеціалістів у галузі машинобудування.

Видається при сприянні Міжнародного союзу машинобудівників.

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ:

Мінаєв О.А. (голова, Україна), Михайлов О.М. (заст. голови, Україна), Іщенко О.Л. (секретар, Україна), Бутенко В.І. (Росія), Бухач А. (Польща), Горобець І.О. (Україна), Калафатова Л.П. (Україна), Кєрєкєш Т. (Румунія), Малишко І.О. (Україна), Матюха П.Г. (Україна), Навка І.П. (Україна), Новіков М.В. (Україна), Парасків Д. (Румунія), Прутяну О. (Румунія), Сєдуш В.Я. (Україна), Семенченко А.К. (Україна), Скідан І.А. (Україна), Суслов А.Г. (Росія), Тока О. (Молдова), Шевченко Ф.Л. (Україна).

Видається за рішенням Вченої Ради Донецького національного технічного університету (протокол № 5 от 23.06.2006 р.).

Адреса редакційної колегії:

Україна, 83000, м. Донецьк, вул. Артема, 58, ДонНТУ, кафедра ТМ.
Тел.: +38 (062) 305-01-04, +38 факс: (062) 305-01-04
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
http://donntu.edu.ua

ISBN 966-7907-21-X

© Донецький національний технічний університет, 2006 р.

ПРИМЕНЕНИЕ АППАРАТА НЕЧЕТКОЙ ЛОГИКИ ДЛЯ ОЦЕНКИ ПРИОРИТЕТНОГО ЧИСЛА РИСКА В МЕТОДОЛОГИИ FMEA

Багимов И.А., Тараненко В.А. *(ИСТИ, СевНТУ, ИТСИ, Политехника Любельска, г.Севастополь, г.Люблин, Украина, Польша)*

FMEA – method (Failure Mode Effect Analyses) is the most popular and effective one among great deal of methods of quality improvement of production. Authors offer to use fuzzy logic in modeling of score process in FMEA – method. Such offering provide to take into account nonlinear character of interaction between FMEA score scales: solemnity, oscillation and detection. Experimental mathematical model is created in MATLAB software.

В настоящее время на промышленных предприятиях, в частности, автомобильной отрасли, широкое применение получил метод анализа видов и последствий потенциальных отказов, известный как – Failure Mode Effect Analyses. Согласно опросу предприятий, проведенному журналом «European Quality», метод FMEA [1] является наиболее популярным и эффективным среди многих приемов и методов улучшения качества продукции. При сертификации предприятий автомобильной отрасли по стандарту QS-9000 применение FMEA-методологии является обязательным [2]. Целью статьи является описание сути метода, выявление его преимуществ и недостатков, и предложение по усовершенствованию процесса оценки потенциальных отказов с применением аппарата нечеткой логики.

Суть метода заключается в следующем. Межфункциональная команда специалистов (конструкторов, технологов, мастеров, контролеров качества и пр.) рассматривают предложенную «эскизную» конструкцию или технологию с разных позиций и доводят ее до необходимого уровня совершенства [3]. Члены команды, основываясь на своих знаниях и опыте, предсказывают потенциально возможные «неприятности» (дефекты, отказы) в данной конструкции или технологии, их причины и последствия. Далее производится количественная оценка «неприятностей» по трем критериям: S – значимости по последствиям (Solemnity), O – частоте вероятного появления (Oscillation), и D – возможности обнаружения при изготовлении продукции (Detection). Если обобщенная оценка данного дефекта (отказа) в соответствии с этими критериями оказывается выше определенной границы, то рассматриваемую конструкцию (технологию) дорабатывают [4]. Обобщенную оценку принято называть «приоритетным числом риска (ПЧР) – Priority Risk Number (PRN)». ПЧР представляет собой произведение трех отдельных оценок по соответствующим критериям S, O и D.

Каждый критерий имеет свою шкалу оценок, как правило, имеющую ранг от 1 до 10, таким образом, максимальное значение ПЧР по рекомендациям стандарта может достигать 1000:

$$ПЧР = S \times O \times D = 10 \times 10 \times 10 = 1000. \quad (1)$$

Примеры рекомендуемых стандартом [1] шкал оценок представлены в таблицах 1–3.

Получаемое по каждому дефекту / причине ПЧР должно быть меньше некого заранее установленного граничного $ПЧР_{ГР}$, в противном случае узел (деталь, конструкция) должны быть отправлены на доработку. В начале работы по FMEA – методологии рекомендуется устанавливать $ПЧР_{ГР} = 100$, а в дальнейшем это значение может быть уменьшено, что снизит общую критичность отказов. Предприятия, давно использующие эту методологию, работают с границей ПЧР = 30-50 [2].

Таблица 1. Шкала оценок значимости S для FMEA конструкции

Последствие	Критерий значимости последствия	Ранг
Опасное без предупреждения	Потенциальный отказ ухудшает безопасность работы или/и вызывает несоответствие обязательным требованиям безопасности и экологии	10
…….		
Очень важное	Узел неработоспособен с потерей основной функции	8
Важное	Узел работоспособен, но снижен уровень эффективности, потребитель неудовлетворен	7
…….		
Слабое	Узел работоспособен, но работает малоэффективно. Потребитель испытывает некоторое неудовлетворение.	5
…….		
Отсутствует	Нет последствия	1

Таблица 2. Шкала оценок возникновения O для FMEA конструкции

Вероятность отказа	Возможные частоты отказов	Ранг
Очень высокая, отказ почти неизбежен	более1 из 2	10
…….		
Умеренная: случайные отказы	более 1 из 80	6
…….		
Малая: отказ маловероятен	менее 1 из 1 500 000	1

Таблица 3. Шкала оценок обнаружения D для FMEA конструкции

Обнаружение	Правдоподобность обнаружения при проектируемом контроле	Ранг
Абсолютная неопределенность	Проектируемый контроль не обнаружит и/или не может обнаружить потенциальную причину и последующий вид дефекта, или контроль не предусмотрен	10
…….		
Очень слабое	Очень ограниченные шансы обнаружения при предполагаемом контроле	7
…….		
Умеренное	Умеренные шансы обнаружения при предполагаемом контроле	5
…….		
Почти наверняка	Проектируемые действия (контроль) почти наверняка обнаруживают потенциальную причину и последующий вид дефекта	1

Методика FMEA достаточно просто усваивается специалистами и дает прекрасные результаты: конструкция и технология сразу получается «доведенными» зачастую еще до запуска в производство. Однако существуют и недостатки метода, в частности, в реальной практике шкалы оценок бывают резко нелинейны, причем сочетание факторов (совместное их взаимодействие) может быть также нелинейно. Например, в рекомендуемых стандартами шкалах (в частности, значимости S), катастрофические последствия, связанные с безопасностью или экологией, оцениваются максимально – в 10 баллов, а последствия, при которых «потребитель испытывает некоторое неудовлетворение» - 5 баллов, то есть всего в 2 раза ниже! [3]. Аналогично, в рекомендуемых стандартом шкалах не учитывается совместное действие факторов. Например:

$$ПЧР_1 = S \times O \times D = 7 \times 5 \times 5 = 175, \quad (2)$$

$$ПЧР_2 = S \times O \times D = 5 \times 5 \times 7 = 175. \quad (3)$$

Произведения оценок получаются одинаковые, но с коммерческой точки зрения в конкретном случае может быть более критично, если «потребитель неудовлетворен (S=7)», нежели «потребитель использует некоторое неудовлетворение (S=5)».

Авторы предлагают в методологии FMEA использовать элементы нечеткой логики (Fuzzy logic). В частности, в зависимости от отрасли производства или предприятия, моделировать вычисление ПЧР по заранее разработанным правилам, определяя степени нелинейности шкал и зависимость ПЧР от сочетания факторов. Для автоматизации расчетов предлагается использовать пакет Fuzzy Logic Toolbox системы MATLAB [5].

Работа начинается с создания модели (Рис.1) в редакторе нечеткой системы ввода Fuzzy Interface System Editor (FIS Editor):

Заранее определяются характеристики (функции принадлежности) шкал и присваиваются им соответствующие ранги (Рис. 2 – 4):

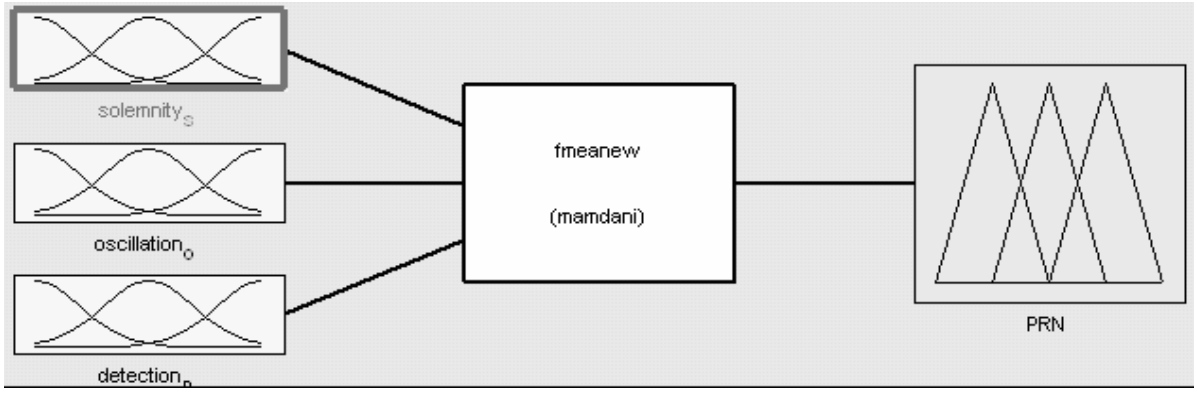


Рис.1. Модель в окне FIS Editor

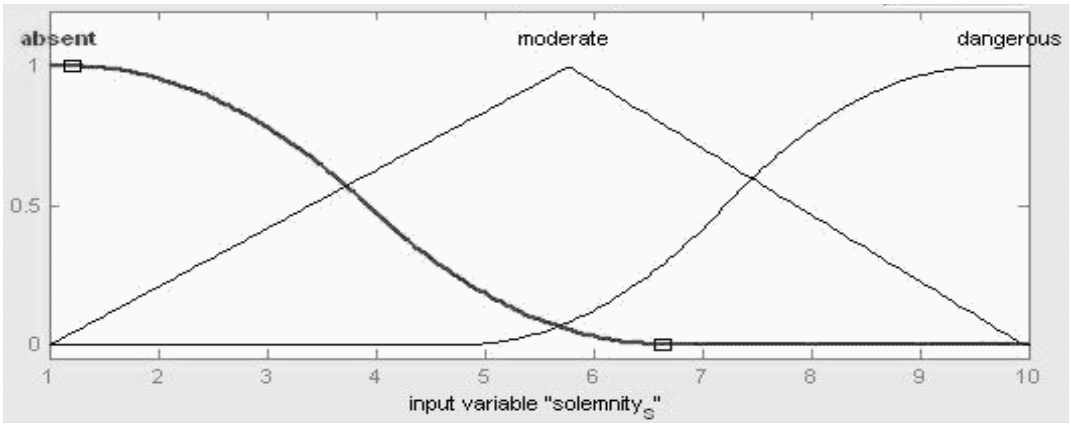


Рис.2. Функции принадлежности для шкалы значимости S

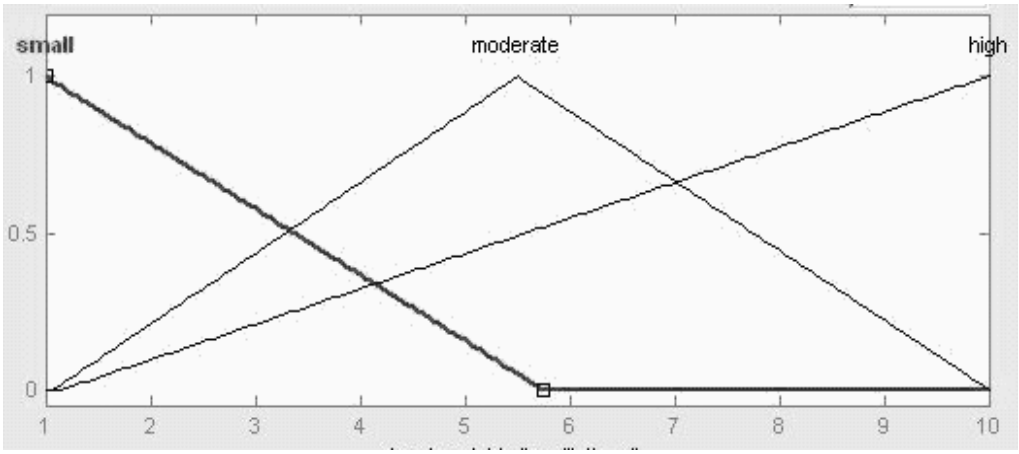


Рис.3**.** Функции принадлежности для шкалы возникновения O

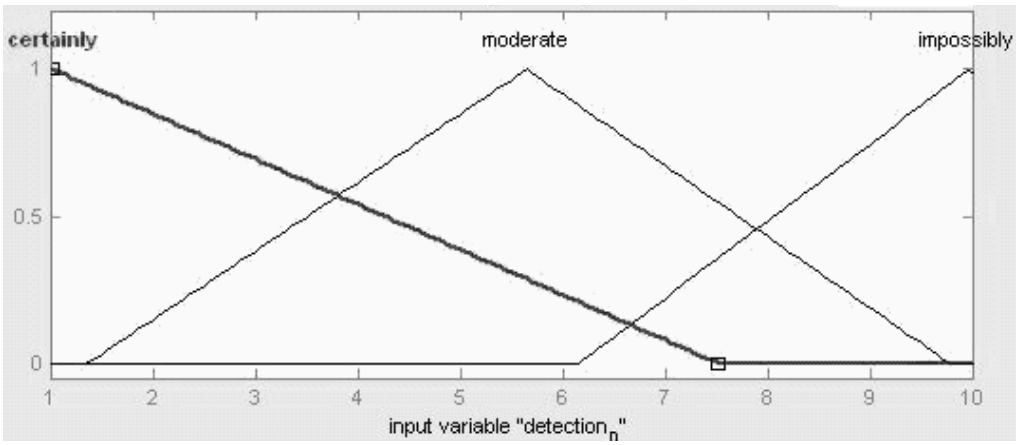


Рис.4. Функции принадлежности для шкалы обнаружения D

В данном случае виды функций принадлежности переменных взяты спонтанно только лишь для пояснения принципа работы модели. В каждом конкретном производственном случае в зависимости от целей количество и вид функций принадлежности могут быть разными. Диапазон изменения всех трех переменных

назначаем от 1 до 10 как рекомендует стандарт. Работаем в редакторе функций принадлежности Membership Function Editor.

Для выходной переменной, то есть для ПЧР, диапазон задаем от 1 до 1000. Для примера зададим пять функций принадлежности треугольной формы (Рис.5).

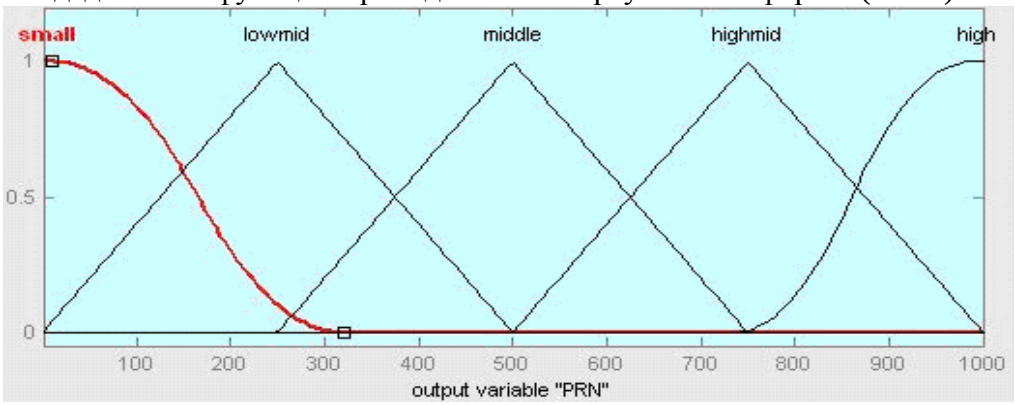


Рис.5**.** Функции принадлежности для шкалы ПЧР

1. If (solemnity_S is dangerous) and (oscillation_O is small) and (detection_D is certainly) then (PRN is highmid) (0.8)
2. If (solemnity_S is absent) and (oscillation_O is small) and (detection_D is certainly) then (PRN is small) (1)
3. If (solemnity_S is moderate) and (oscillation_O is small) and (detection_D is certainly) then (PRN is lowmid) (1)
4. If (solemnity_S is absent) and (oscillation_O is moderate) and (detection_D is certainly) then (PRN is lowmid) (1)
5. If (solemnity_S is moderate) and (oscillation_O is moderate) and (detection_D is certainly) then (PRN is middle) (1)
6. If (solemnity_S is dangerous) and (oscillation_O is moderate) and (detection_D is certainly) then (PRN is highmid) (1)
7. If (solemnity_S is absent) and (oscillation_O is high) and (detection_D is certainly) then (PRN is lowmid) (1)
8. If (solemnity_S is moderate) and (oscillation_O is high) and (detection_D is certainly) then (PRN is highmid) (1)
9. If (solemnity_S is moderate) and (oscillation_O is high) and (detection_D is certainly) then (PRN is high) (0.5)
10. If (solemnity_S is absent) and (oscillation_O is small) and (detection_D is moderate) then (PRN is lowmid) (0.5)
11. If (solemnity_S is moderate) and (oscillation_O is small) and (detection_D is moderate) then (PRN is lowmid) (1)
12. If (solemnity_S is dangerous) and (oscillation_O is small) and (detection_D is moderate) then (PRN is middle) (0.8)
13. If (solemnity_S is absent) and (oscillation_O is moderate) and (detection_D is impossibly) then (PRN is middle) (1)
14. If (solemnity_S is moderate) and (oscillation_O is moderate) and (detection_D is impossibly) then (PRN is lowmid) (1)
15. If (solemnity_S is dangerous) and (oscillation_O is moderate) and (detection_D is impossibly) then (PRN is highmid) (1)
16. If (solemnity_S is dangerous) and (oscillation_O is high) and (detection_D is impossibly) then (PRN is highmid) (1)
17. If (solemnity_S is moderate) and (oscillation_O is high) and (detection_D is impossibly) then (PRN is highmid) (1)
18. If (solemnity_S is dangerous) and (oscillation_O is high) and (detection_D is impossibly) then (PRN is high) (1)

Рис.6. Итоговый набор правил

Определяем правила взаимодействия критериев (Рис.6):

Здесь возникает еще одна возможность для более гибкой оценки: редактор правил (Rule Editor) позволяет устанавливать значимость (вес) каждого правила – значение в скобках после каждого правила [5].

Совместную работу правил проверяем в окне (Рис. 7) просмотра правил (Rule Viewer):

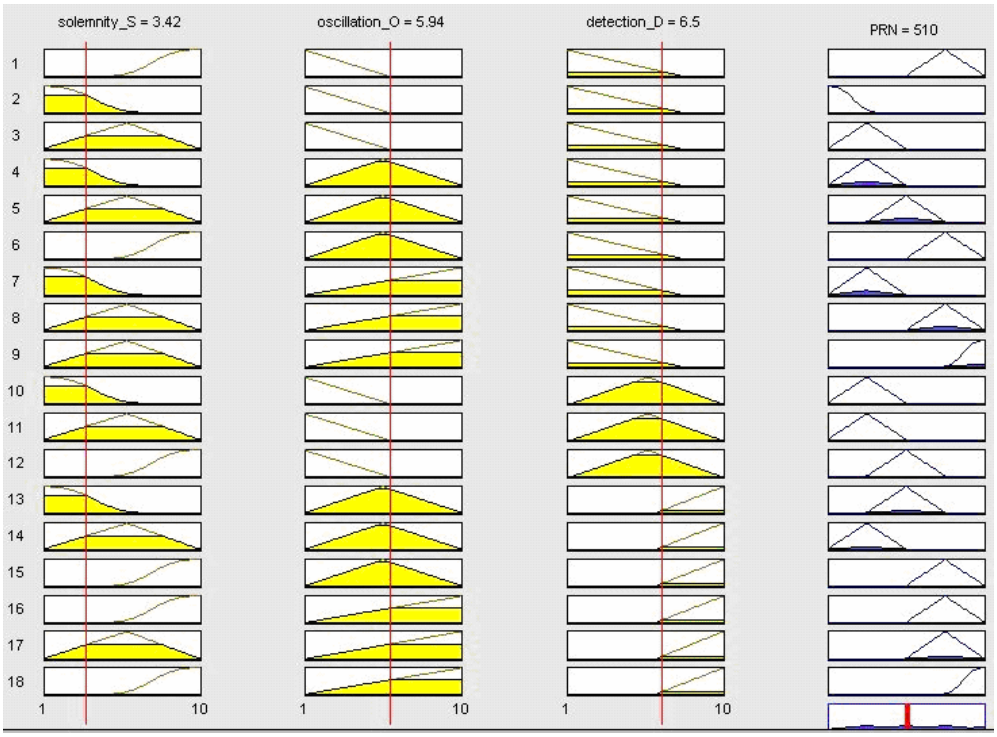


Рис.7. Окно просмотра правил

Подтверждением правильности отмеченных зависимостей выходной переменной (ПЧР) от входных (критериев SOD) может служить графический вид (Рис. 8 -10) зависимостей:

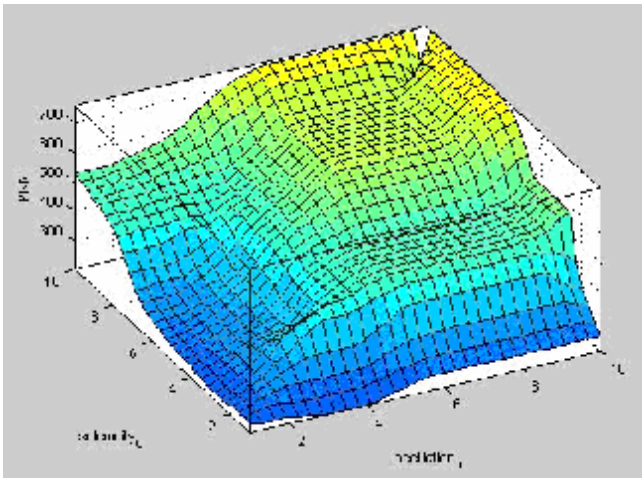


Рис.8. Графический вид зависимости выходной переменной ПЧР от входных S и O

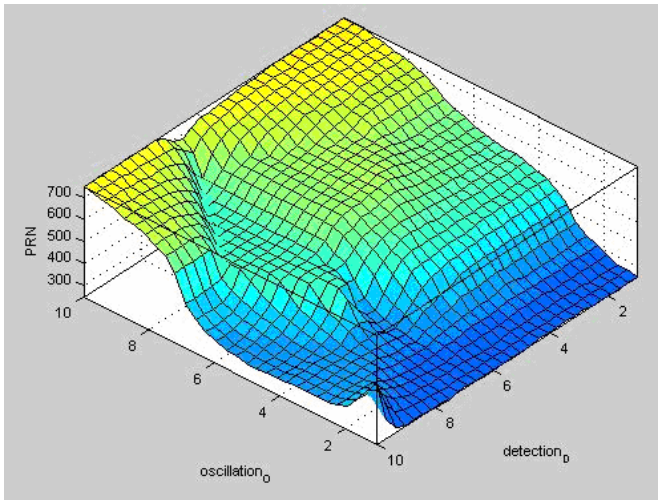


Рис.9. Графический вид зависимости выходной переменной ПЧР от входных D и O

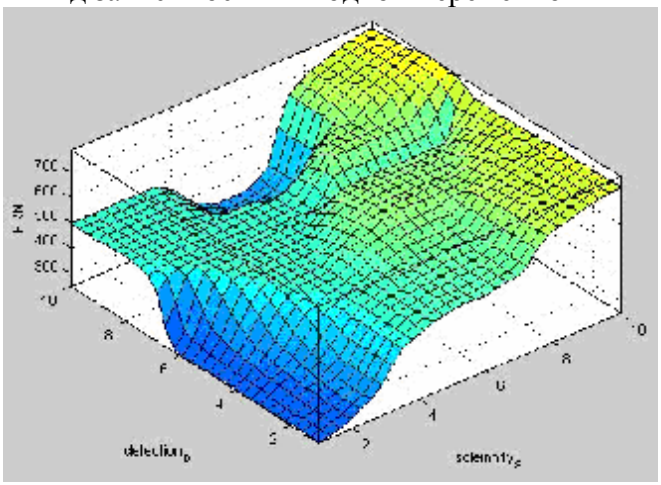


Рис.10. Графический вид зависимости выходной переменной ПЧР от входных D и S

Ввод данных по визуально линейным шкалам можно осуществить через предложенный интерфейс ввода (Рис.11), реализованный при помощи пакета Simulink [5],

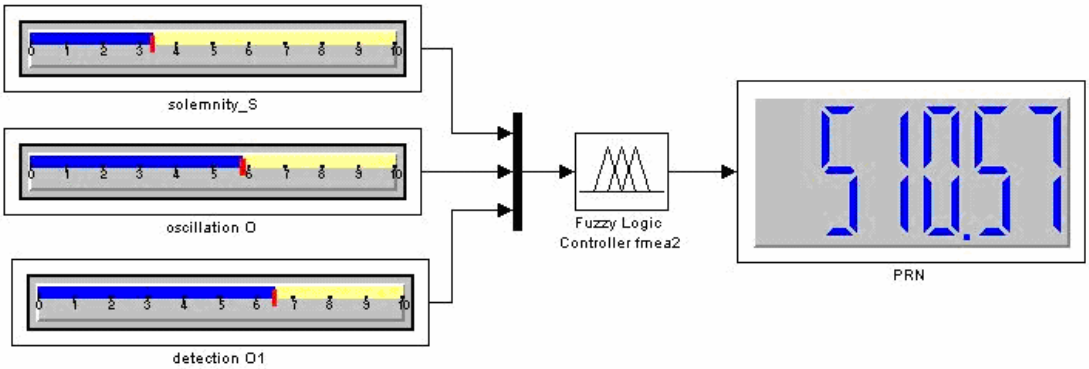


Рис. 11**.** Интерфейс ввода

Таким образом, команда специалистов, применяющих метод FMEA на своем предприятии и используя аппарат нечеткой логики, сможет более точно определять ПЧР для своих конструкций, а также самостоятельно, в зависимости от отрасли и целей предприятия, заводить характер совместной работы факторов (критериев значимости, возможности обнаружения и частоты возникновения).

Список литературы: **1.** ГОСТ Р 51814.2 – 2001 Системы качества в автомобилестроении. Метод анализа видов и последствий потенциальных дефектов. **2.** М.И.Розно. Как научиться смотреть вперед? Внедрение FMEA – методологии // Методы менеджмента качества. – 2000. - №6. – С.25 – 28. **3.** М.И.Розно. Проектирование: с FMEA или без? // Стандарты и качество. – 2001. - №9. – С.74 – 78. **4.** Анализ видов и последствий потенциальных дефектов (FMEA). Методическое пособие. – Нижний Новгород: СМЦ «Приоритет», 2002. – 57с. **5.** Дьяконов В., Круглов В. Математические пакеты расширения MATLAB. Специальный справочник. – СПб.: Питер, 2001. – 480с.

Сдано в редакцию 26.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВПЛИВ ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ НА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ МАТЕРІАЛІВ

Бобир М.І., Грабовський А.П., Халімон О.П., Тимошенко О.В.
(*НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна*)

Using parameters of variations of the elastic modulus and specific resistivity the research method of damage for elastic-plastic deformation of structural materials is considered. A detailed description of the damage test for structural materials of types steel 45, an stainless steel 12Х18Н10Т, aluminum alloy Д16Т and titanic alloy ВТ22 is performed. Comparison of calculated results according to the offered model and results of damage tests for some metal constructional materials is carried out.

Активне пружно-пластичне деформування, процеси повзучості та малоциклової втоми елементів конструкцій в зонах їх підвищеної навантаженності супроводжується накопиченням мікропошкоджень (виникненням мікропор та мікротріщин) в матеріалі. Підвищення точності прогнозування ресурсу експлуатації таких елементів конструкції на стадії їх інженерного проектування, або при конкретизації залишкового ресурсу на стадії експлуатації, в першу чергу залежить від достовірності системи визначальних рівнянь, в яку повинні входити параметри пошкоджуваності.

Континуальна механіка пошкоджень (КМП) використовується для опису явища накопичення пошкоджень та руйнування конструкційних матеріалів [1-3]. Основоположником КМП є Качанов [4], який представив змінну пошкоджуваності D для опису явища повзучості. З того моменту було опубліковано багато робіт на цю тему і запропоновано багато теорій, для вивчення пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні конструкційних матеріалів при статичному і динамічному режимах навантаження [5-7].

У випадку ізотропної і гомогенної пошкоджуваності змінна пошкоджуваності D пов'язана із щільністю мікродефектів в матеріалі. Успішне використання КМП для передбачення руйнування тісно пов'язане з точними дослідженнями пошкоджуваності.

Постулат еквівалентності деформацій за Леметром [8,9] стверджує, що визначальні співвідношення для пошкодженого матеріалу можуть бути отримані заміною напруження s в непошкодженому матеріалі ефективними напруженнями $\tilde{s} = s/1-D$, де $\tilde{s}$ - зусилля поділене на площу поперечного перетину, що ефективно сприймає навантаження. Так, пошкоджуваність може бути представлена зміною модуля пружності:

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E}, \tag{1}$$

де $\tilde{E}$ - модуль пружності пошкодженого матеріалу; $E = E_{CT}$ - усталена величина модуля пружності матеріалу на початку навантаження (див. рис.1).

Інший постулат, відомий як еквівалентність енергій [10] також пов'язує пошкоджуваність із зміною модуля пружності рівнянням:

$$D = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{E}}{E}}. \tag{2}$$

Найбільш достовірним при дослідженні пошкоджуваності є вимірювання зміни питомого електричного опору при пружно-пластичному деформуванні на робочій довжині зразка згідно методики [11] за рівнянням:

$$D = \frac{r_i - r_0}{r_0} = \frac{F_i V_i l_0 I_0}{F_0 V_0 l_i I_i} - 1; \tag{3}$$

$$r_0 = \frac{l_0 \cdot I_0}{U_0 \cdot F_0}; \qquad r_i = \frac{l_i \cdot I_i}{U_i \cdot F_i},$$

де l_0, l_i - початкова та поточна довжина робочої зони зразка при деформуванні; r_0, r_i - початковий та поточний питомий електричний опір зразка; I_0, U_0, I_i, U_i - відповідно, величини струму та напруження перед деформуванням та під час деформування конструкційного матеріалу; F_0, F_i - початкова та поточна площі поперечного перерізу при пружно-пластичному деформуванні.

Експериментальна зміна модуля пружності для конструкційних матеріалів від пружно-пластичної деформації до руйнування показана на рис.1.

Аналіз кривих зміни модуля пружності на приведених графіках рис.1 показує, що для пластичних матеріалів модуль пружності різко зменшується на початковій стадії пластичного деформування і майже монотонно зменшується при більш високих пластичних деформаціях. Згідно співвідношень (1), (2) для визначення пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні за величину E_{CT} приймається перетин лінії математичної екстраполяції зміни модуля пружності в матеріалі від відносного видовження e, при пружно-пластичному деформуванні, з віссю абсцис.

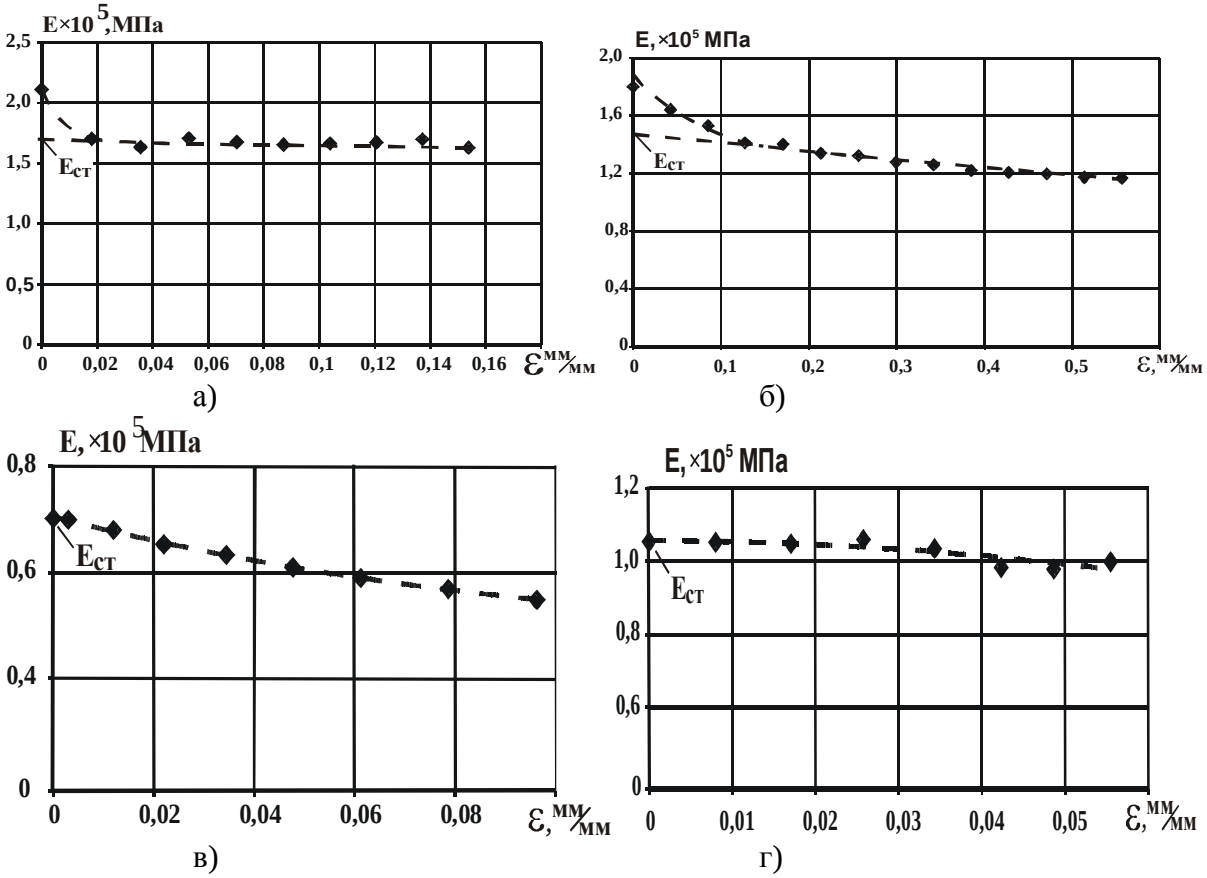


Рис.1 Зміна модуля пружності при пружно-пластичному деформуванні:
а) сталь 45; б) сталь 12Х18Н10Т; в) сплав Д16Т; г) сплав ВТ22

В роботі [12] запропонована континуальна модель накопичення пошкоджень в конструкційних матеріалах при складному напруженому стані, яка виражається відношенням:

$$D = D_c \left(\frac{\left(e_i^p\right)^b H_s^m - \left(e_{iD}^p\right)^b}{\left(e_{iR}^p\right)^b - \left(e_{iD}^p\right)^b} \right) \tag{4}$$

де $H_s = \frac{2}{3}(1+n)\left(c + (1-c)\frac{s_1}{s_i} \right)^2 + 3(1-2n)\left(\frac{s_0}{s_i} \right)^2$;

$$b = \frac{2m+n}{n},$$

де m - параметр, що характеризує нелінійність накопичення пошкоджень; n - показник зміцнення матеріалу (згідно закону Рамберга-Осгуда $n > 1$); D_c - критичне значення параметру пошкоджуваності при якому наступає руйнування; e_{iD}^p - порогове значення деформації при якій починається процес пошкодження; e_i^p - поточна накопичена пластична деформація; c - параметр матеріалу (згідно критерію Писаренко-Лебедєва $0 \le c \le 1$); s_i - інтенсивність напружень; e_{iR}^p - гранична деформація руйнування; n -

коефіцієнт Пуансона; s_0 - середнє напруження; s_1 - максимальне значення напруження при складному навантаженні.

При одновісному навантаженні $H_S = 1$.

Параметр кінетики накопичення пошкоджень при одновісному навантаженні до руйнування має вигляд:

$$D = D_c \left(\frac{\left(e^p\right)^b - \left(e^p_D\right)^b}{\left(e^p_R\right)^b - \left(e^p_D\right)^b} \right) \tag{5}$$

На рис.2 приведені криві зміни накопичення пошкоджень при пружно-пластичному деформуванні конструкційних матеріалів, які отримані згідно співвідношень: (3) – крива 1, (2) - крива 2, (5) - крива 3, (1) - крива 4.

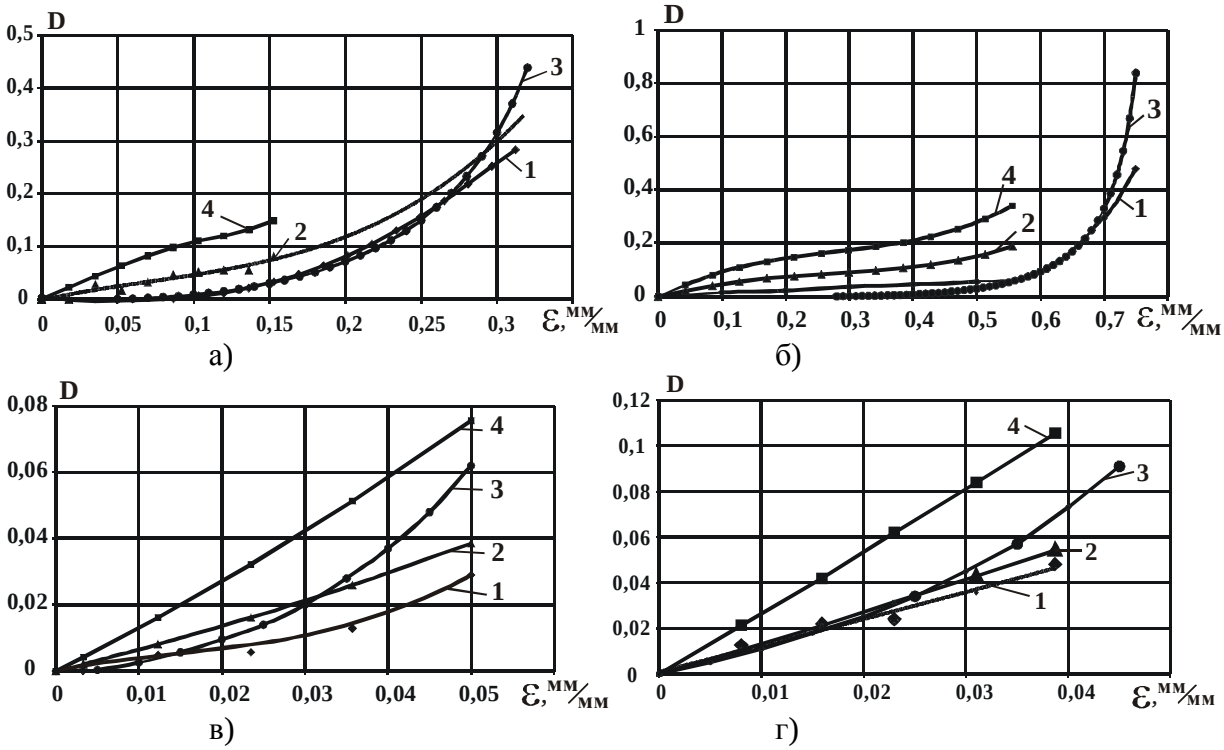


Рис. 2. Кінетика накопичення пошкоджень для: а) сталі 45; б) сталі 12Х18Н10Т; в) сплаву Д16Т; г) сплаву ВТ22

Аналіз експериментальних результатів по визначенню кінетики накопичення пошкоджень при пружно-пластичному деформуванні (рис. 2), показує, що континуальна модель, що описується рівнянням (5), добре корелюється з експериментальними даними за рівняннями (2), (3). З нелінійного характеру кривих накопичення пошкоджень, можна зробити висновок, що рівняння (1) не може описати кінетику накопичення пошкоджень з достатньою точністю.

Таким чином в роботі приведені результати експериментальних досліджень кінетики накопичення пошкоджуваності при пружно-пластичному деформуванні конструкційних матеріалів за параметрами зміни модуля пружності і зміни питомого електричного опору для: сталі 45, нержавіючої сталі 12Х18Н10Т, алюмінієвого сплаву Д16Т, та титанового сплаву ВТ22. Проведено порівняння результатів згідно

континуальної моделі і експериментальних даних по кінетиці накопичення пошкоджень за зміною модуля пружності та питомого електроопору в конструкційних матеріалах при їх пружно-пластичному навантаженні..

Список літератури: **1.** Лебедєв А.О. Методика та результати досліджень процесів накопичення пошкоджень в металевих матеріалах при різних умовах навантаження: Вестник «КПИ» серия «Машиностроение». №44. 2003. с.9-12. **2**.Бобир М.І., Грабовський А.П., Яхно Б.О. Моделі накопичення пошкоджень при складному мало цикловому навантаженні: Вестник «КПИ» серия «Машиностроение». №44. 2003. с.13-15. **3**. Тамуж В.П., Куксенко В.С. Микромеханика разрушения полимерных материалов: Рига, «Знание», 1978, с.167. **4**. Качанов Л.М. Основы механики разрушения: М., Наука, 1974, 308с. **5**.Голуб В.П. Нелинейная механика континуальной повреждённости и ёё приложение к задачам ползучести и усталости: Прикладная механика, том 36, №3, 2000, с.31-66. **6**. Чаусов Н.Г., Маковецкий И.В. Моделирование кинетики рассеянных повреждений в металлических материалах на разных стадиях деформирования при статическом нагружении: Вестник НТТ «КПИ», серия «Машиностроение», №43, 2002, с.6-9. **7**. Болотин В.В. Трещиностойкость материалов и континуальная механика повреждений: ДАН России. 2001 -376 №6, с.760-762. **8**. Lemaitre J. Mechanics of solids materials. Springer-Verlag, 1994. **9**. Леметр Ж. Континуальная модель повреждения, используемая для расчета разрушения пластичных материалов.// Теоретические основы. №1. – 1985. - т.108. – С.90 – 98. **10**. Hansen N.R., Schreyer H.L., A thermodynamically consistent framework for theories of elastoplasticity coupled with damage // Int. J. Solids Structures, vol. 31, No.3, 1994. – P. 359-389. **11**. Бобир М.І,, Грабовський А.П., Тимошенко О.В. Спосіб визначення кінетики руйнування матеріалів в процесі їх пружно-пластичного деформування. Патент України №65499А Бюл. №3, 15.03.2004. **12**. Бобир М.І., Масло О.М. Узагальнена феноменологічна модель пошкоджуваності при складному навантаженні // Вісник НТУУ "КПІ". - 2003.– №4.– С. 26-29.

Сдано в редакцию 10.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ЭКОЛОГО-ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПЕРЕРАБОТКИ ПРОДУКТА СИНТЕЗА КУБИЧЕСКОГО НИТРИДА БОРА

Богатырева Г.П., Майстренко А.Л., Олейник Н.А., Базалий Г.А., Зайцева И.Н.
(ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина)

The article is dedicated to the research of influents the technological factors at characteristics of compositional technological material and methods of increase ecology and economy of treatment the product of cubic boron nitride synthesis.

Введение. Порошки кубического нитрида бора получают путем переработки продукта технологического назначения, который образуется в процессе синтеза кубического нитрида бора (cBN) и содержит кристаллы и их сростки с cBN до 25 % по массе, гексагональный нитрид бора (hBN) до 50 %, металлсодержащие фазы ($Mg_3B_2N_4$,

MgB_2, h-Mg_3BN_3, l-Mg_3BN_3, MgO, оксиды и гидрооксиды бора B_2O_3, $B(OH)_3$, HBO_2) до 25 % по массе [1].

Традиционно переработку продукта начинают дроблением спеков до крупности фрагментов 1–3 мм, далее проводят обработку химическими методами, направленную на растворение металлсодержащих фаз, окисление гексагонального нитрида бора и очистку сырья cBN от примесей. Переработка продукта синтеза таким способом экологически опасна, требует значительного расхода химических реактивов: до 10 кг гидратов окиси калия и натрия, и до 1,7 кг кислот на 1000 карат cBN [2].

Известны способы переработки продукта синтеза, которые включают дробление, химическую обработку и разделение гексагонального и кубического нитрида бора гравитационным или флотационным методом [2]. Такой подход приводит к удешевлению процесса и повышению экологической безопасности. Эффективность разделения зависит от степени раскрытия и однородности по крупности продукта синтеза. Другими словами cBN и hBN должны находиться в свободном состоянии, а их распределение по крупности должно иметь наиболее узкий интервал размеров. Таким образом, развитие технологий переработки продукта синтеза cBN должно основываться на развитии способов раскрытия и разделения, составляющих продукта синтеза с учетом эколого-экономической эффективности переработки.

Цель настоящей работы состоит в исследовании влияния способов подготовки материала к флотационному разделению cBN и hBN на технологические характеристики материала и эколого-экономическую эффективность переработки продукта синтеза.

Методология исследования. Исследования проведены на продукте синтеза (ПС) cBN, предназначенном для производства микропорошков кубического нитрида бора, любезно предоставленном А.И.Боримским зав. лабораторией “перспективных АВД для синтеза высокопрочных сверхтвердых материалов” ИСМ НАН Украины.

Партию продукта синтеза подробили на щековой дробилке до крупности фрагментов менее 3 мм и разделили на две части. Одну часть материала обработали по базовой технологии, включающей растворение металлсодержащих фаз и окисление hBN. Другую часть материала обрабатывали по экспериментальным технологиям: подробили до крупности фрагментов менее 0,8 мм в универсальной роторной дробилке, растворили металлсодержащие фазы и разделили полученный продукт на три части. Две из них подробили в универсальной роторной дробилке до крупности фрагментов менее 0,3 мм. Одну часть материала после дробления обработали смесью серной и азотной кислот. Далее, произвели флотационное разделение cBN и hBN каждой части дисперсного материала с получением концентрата cBN и пенного продукта, содержащего в основном hBN. Из полученного концентрата удалили hBN, окислив его в процессе щелочного сплавления. Провели контрольную очистку сырья cBN от примесей.

Ситовым методом определили распределение по крупности фрагментов разрушенных спеков, а также извлеченного сырья cBN. Степень раскрытия ПС cBN, позволяющую судить об эффективности подготовки материала для осуществления разделительных процессов, определяли по критерию Фоменко $\boldsymbol{E}_{\text{ф}} = e_{c\text{BN}}^{\text{кт}} e_{h\text{BN}}^{\text{пена}}$ [3], который рассчитывали по результатам флотационного разделения разделения на ультразвуковой флотационной машине.

В процессе обработки материала фиксировали расход химических реагентов, время обработки, баланс по массе, потери cBN, количество hBN, извлеченного в процессе обработки и пригодного для последующего использования. Исходя из полученных результатов, рассчитывали эколого-экономическую эффективность переработки.

Результаты, полученные при обработке по экспериментальным технологиям, сравнивали с результатами обработки материала по базовой технологии.

Обсуждение результатов.

Гранулометрический состав материала после первичного дробления представлен на рис. 1. Как видно из рис. 1, материал после дробления до 3 мм распределяется в интервале 0–3000 мкм, дробление до 0,8 мм (рис. 2) изменяет распределение. Материал усредняется по крупности, распределяясь в интервале 0–1000 мкм, химическая обработка, как в первом, так и во втором случае также приводит к усреднению материала по крупности, граница распределения смещается в область мелких фракций (рис. 1, 2). Аналогично происходит и распределение cBN по фракциям крупности (рис. 3, 4). Основная масса cBN концентрируется в интервале 0–300 мкм. В этом интервале крупности присутствует в первом случае до 75 %, а во втором случае до 90 % массы ПС. Распределение по крупности материала после химической обработки близко к распределению извлеченного сырья cBN.

Крупность дробления и последовательность обработок сказываются на степени раскрытия ПС. Степень раскрытия ПС возрастает от 0,60 (при обработке по базовой технологии) до 0,89 при обработке по экспериментальной технологии (табл. 1). Флотационное разделение cBN и hBN с высокой степенью раскрытия позволяет получать не только кондиционный концентрат cBN (массовая доля cBN составляет до 95 %), но и получать побочный продукт с высоким содержанием hBN (до 90 % по массе).

Эколого-экономические показатели технологий приведены также в табл. 1.

В отличие от базовой технологии, по которой не предусмотрено получение продукта hBN, экспериментальная технология со стадийным дроблением, обработкой смесью серной и азотной кислот и флотационным разделением позволяет вывести их технологического процесса до 30 % массы hBN, пригодного для повторного использования.

Применение экспериментальных технологий в сравнении с базовой технологией позволяют снизить экологическую опасность процесса переработки ПС cBN за счет сокращения расхода химических реагентов 1 и 2 классов опасности при сохранении стабильного уровня времени обработки и технологических потерь cBN. Наилучшие эколого-экономические показатели достигают при обработке материала по технологии со стадийным дроблением, обработкой смесью серной и азотной кислот и флотационным разделением, а именно, расход минеральных кислот сокращается в 1,5 раза, гидроксидов в 3,5 раза, хромового ангидрида в 5 раз. Применение этой технологии обеспечивает снижение затрат на реактивы для химической обработки на 59 %, что приводит к снижению себестоимости получения порошков cBN.

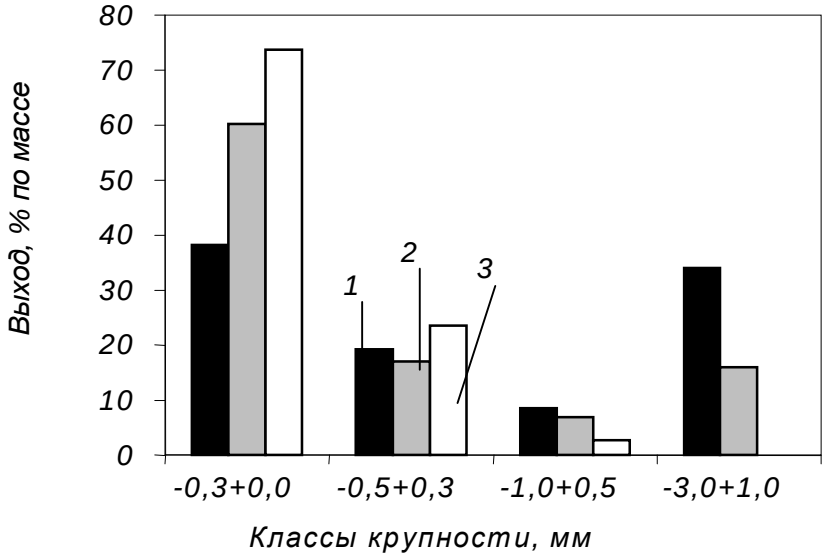


Рис. 1. Ситовая характеристика продукта синтеза кубического нитрида бора после дробления до крупности фрагментов –3 мм (1), последующего удаления растворимых фаз (2), механической дезинтеграции (3).

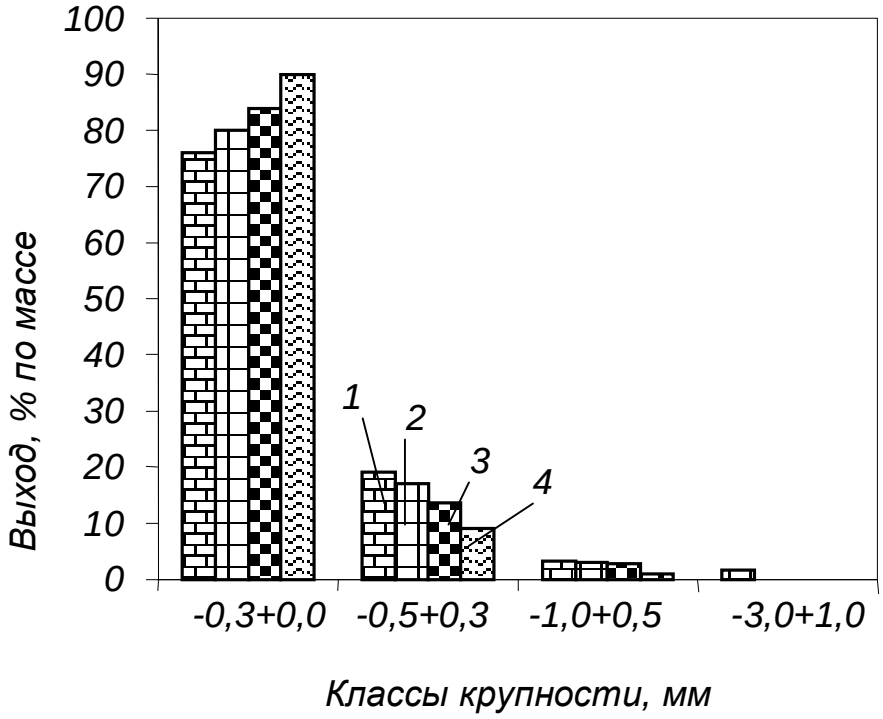


Рис. 2. Ситовая характеристика продукта синтеза кубического нитрида бора после стадийного дробления до крупности фрагментов –0,8 мм (1), последующего удаления растворимых фаз (2), механической дезинтеграции (3), химической дезинтеграции (4).

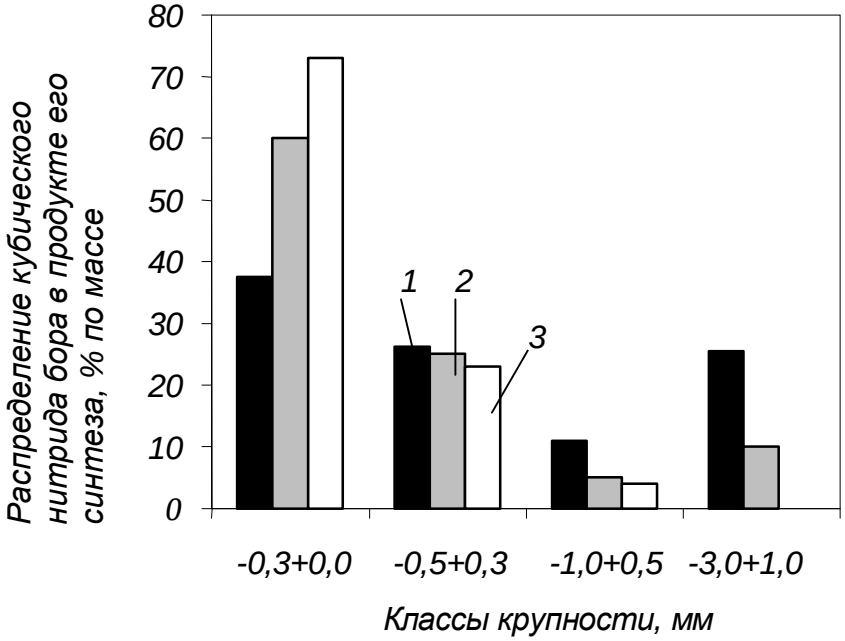


Рис. 3. Распределение кубического нитрида бора в продукте его синтеза после дробления до крупности фрагментов –3 мм (1), последующего удаления растворимых фаз (2), механической дезинтеграции (3).

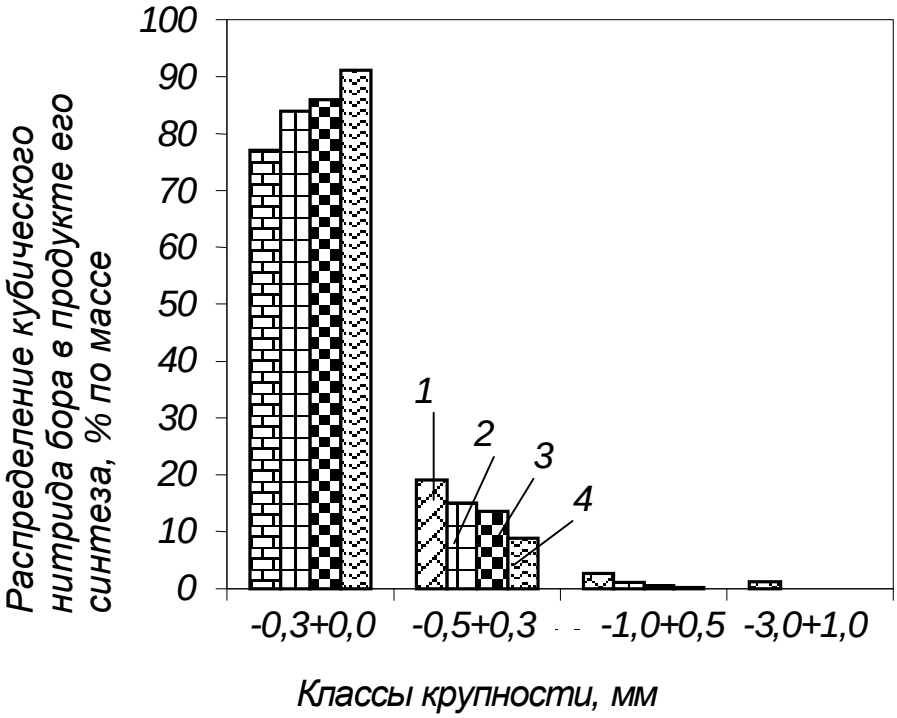


Рис. 4. Распределение кубического нитрида бора в продукте его синтеза после стадийного дробления до крупности фрагментов –0,8 мм (1), последующего удаления растворимых фаз (2), механической дезинтеграции (3), химической дезинтеграции (4).

Вывод. Экспериментальными исследованиями показано, что, применяя технологии переработки ПС cBN, включающие стадийное дробление, обработку смесью серной и азотной кислотами, флотационное разделение, можно направлено

изменять распределение материала по крупности (усреднять материал), достигая высокую степень раскрытия. Это является условиями, гарантирующими эффективное применение флотационного разделения cBN и hBN, и, следовательно, повышает эколого-экономическую эффективность переработки ПС cBN.

Список литературы: 1. Туркевич В.З., Богатырева Г.П., Олейник Н.А. и др. Исследование фазового состава продукта синтеза кубического нитрида бора // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сборник научных трудов. Вып. 8. – Киев: ИСМ им. В.Н.Бакуля НАН Украины, 2005. – С.132-135. **2.** Богатырева Г.П., Олейник Н.А., Петасюк Г.А. и др. Влияние механических и химических воздействий на мероморфные характеристики и степень раскрытия продукта синтеза кубического нитрида бора // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сборник научных трудов. Вып. 8. – Киев: ИСМ им. В.Н.Бакуля НАН Украины, 2005. – С.122-125. **3.** Богатырева Г.П., Олейник Н.А. Выбор критерия оценки раскрытия продукта синтеза // Сверхтвердые материалы. – 1995. – №1. – С.65-70.

Сдано в редакцию 24.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ПОВЫШЕНИЕ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА

Богуслаев В.А., Лукьяненко О.Л., Пухальская Г.В.

(ОАО «Мотор Сич», ОАО «Мотор Сич», ЗНТУ, г. Запорожье, Украина)

Presented are the researches on durability and impact strength of compressor blades made from BT8M alloy after complex treatment (plasma coating with titanium nitride and ultrasonic shot blasting hardening).

Лопатки компрессора газотурбинного двигателя в процессе эксплуатации работают в условиях воздействия высокочастотных знакопеременных нагрузок, центробежных сил и соударения с инородными телами. Основным видом отказов лопаток в эксплуатации являются усталостные разрушения, которые инициируются эрозионными повреждениями и, в отдельных случаях, разрушениями кромок пера при соударении с инородными телами, которые попадают в тракт двигателя.

Эрозия наиболее характерна для рабочих лопаток компрессоров, работающих на запыленном или влажном воздухе. Она происходит от ударов о лопатку капелек воды или частиц пыли, содержащихся в воздухе.

Поэтому повышение несущей способности (параметров выносливости и износостойкости) лопаток компрессора является актуальной задачей, решаемой комплексной обработкой на финишных операциях технологического процесса.

Решение такой задачи базируется на управлении формированием характеристик поверхностного слоя и параметров выносливости после нанесения ионно-плазменного износостойкого покрытия с применением отделочно-упрочняющих методов обработки.

Одной из наиболее нагруженных деталей компрессора вертолетного двигателя ТВ3-117 является лопатка I-ой ступ. из сплава ВТ8М, которая наиболее часто

подвергается повреждениям в процессе эксплуатации. Сплав ВТ8М имеет высокие прочностные характеристики, способен сохранять их при длительной эксплуатации, но, как и все титановые сплавы, чувствителен к наличию технологических микродефектов и эксплуатационных повреждений.

Известные публикации по раздельному применению эрозионностойких покрытий и отделочно-упрочняющей обработки не дают полного ответа на вопрос о влиянии комплексной обработки на сопротивление усталостному разрушению лопаток компрессора из титановых сплавов.

Применение тонкопленочных эрозионностойких покрытий, полученных на основе вакуум-плазменных технологий, получает все большее распространение, особенно для лопаток компрессора и др. деталей, работающих при знакопеременных нагрузках.

Выход из строя детали с покрытием в процессе эксплуатации может происходить в результате отслаивания покрытия от основы (нарушение адгезионной прочности) или разрушения самого покрытия (когезионное растрескивание), а также под действием остаточных напряжений еще до начала эксплуатации [1, 2]. В работе [1] показано, что увеличение остаточных напряжений на контактной поверхности приводит к снижению адгезионной прочности.

При ионно-плазменных методах нанесения покрытий значительный вклад в величину и знак остаточных напряжений вносит термическая компонента. Исследования, проведенные в TiN – пленках, нанесенных на стальные образцы [3] показали, что при комнатной температуре величина сжимающих напряжений составляла 4 ГПа.

Отделочно-упрочняющие методы, позволяющие формировать в приповерхностном слое заданные характеристики, в значительной мере определяют несущую способность лопаток компрессора. Большое значение имеет соотношение деформированного слоя и внутреннего объема металла, поскольку это связано с формированием остаточного напряженного состояния.

Сложность прогнозирования прочности материалов при циклическом нагружении связана с тем, что процесс зарождения и распространения усталостной трещины является локальным. А на сопротивление усталостному разрушению влияют многие факторы: высокие локальные напряжения в объемах металла, соизмеримых с размерами его структурных составляющих, обусловленные уровнем внешних нагрузок, цикличность нагружения, состояние поверхностного слоя, концентрация напряжений, масштабный фактор и другие [4].

Целью работы являлось исследовнаие влияния комплексной обработки (ультразвуковое упрочнение шариками + нитридтитановое покрытие, нанесенное методом КИБ) пера лопаток компрессора на формировнаие характеристик поверхностного слоя и сопротивление усталости.

Объектом исследования служили является лопатки I-ой ступени компрессора двиг. ТВ3-117 у которых входная кромка и корыто в большей мере подвержены интенсивному эрозионному воздействию воздушного потока, содержащего твердые и жидкие частицы.

Величина шероховатостей и характер микрорельефа являются одной из основных характеристик поверхностного слоя, оказывающих значительное влияние на уровень технологической концентрации напряжений на пере лопаток компрессора (спинка, корыто, входная и выходная кромки). Отдельные риски, особенно поперечные

риски на тонких кромках лопаток, могут явиться местом зарождения усталостных трещин.

Профиллограммы и параметры шероховатости поверхности, определенные с помощью пертометра «Pertometer M3» и представленные на рис. 1 и в табл. 1 показали, что наиболее благоприятный микрорельеф и низкие значения параметра Ra были получены на лопатках, подвергнутых ультразвуковому упрочнению с последующим напылением TiN. Значение Ra снизилось с 0,37 до 0,22…0,28 мкм.

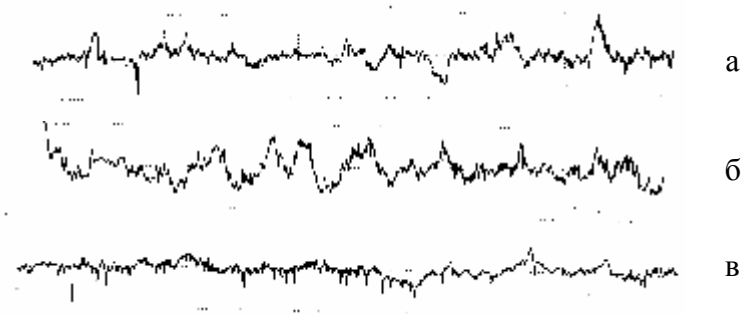


Рис. 1. Профиллограммы поверхностей пера лопаток после: а – ВП; б – ВП+КИБ; в – ВП+УЗУ (5 мин) +КИБ

Таблица 1. Параметры шероховатости пера лопаток

Наименование параметра, мкм	ВП	ВП+КИБ	ВП + УЗУ(5 мин)+КИБ
Ra	0,37	0,34	0,27

Микротвердость поверхности пера лопаток, обработанных различными методами, определяли на образцах, вырезанных из кромок и срединной части спинки (рис. 2). Микротвердость сердцевины определяли на шлифах. Результаты исследований представлены в табл. 2 и показаны на рис. 3, 4, 5.

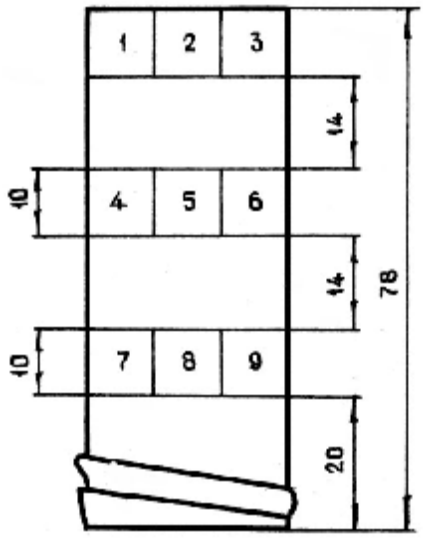


Рис. 2. Схема вырезки образцов из лопатки

Таблица 2. Результаты исследований микротвердости поверхности лопаток

Метод обработки пера лопаток	Номер участка	$H_{\mu}^{пов}$, МПа	$H_{\mu}^{сер.}$, МПа	Степень наклепа H, %	$\overline{H}$, %
Виброполирование	7к	4110	3800	8	9
	4к	4395		16	
	1к	3950		4	
	8с	4090		8	
	5с	4230		11	
	2с	4120		8	
	9к	3950		4	
	6к	4260		12	
	3к	4130		9	
Виброполирование + КИБ	7к	7700	3850	100	101
	4к	7680		99	
	1к	7710		100	
	8с	7950		106	
	5с	7900		105	
	2с	7710		100	
	9к	7300		90	
	6к	7750		101	
	3к	7920		106	
Виброполирование + УЗУ(5 мин) + КИБ	7к	7750	3880	100	109
	4к	8050		107	
	1к	8350		115	
	8с	8040		107	
	5с	8400		116	
	2с	7850		102	
	9к	8250		113	
	6к	7810		101	
	3к	8210		119	

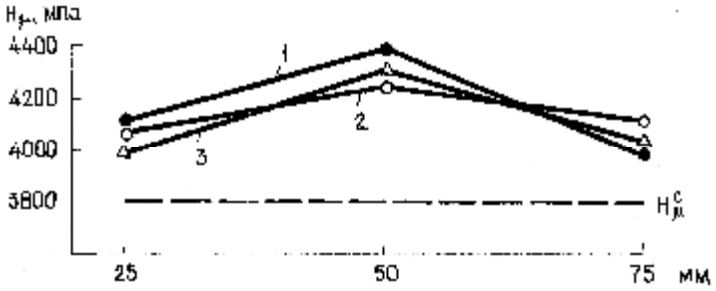


Рис. 3. Изменение микротвердости поверхности по длине лопатки после ВП:
1 – вых. кромка; 2 – спинка; 3 – вх. кромка

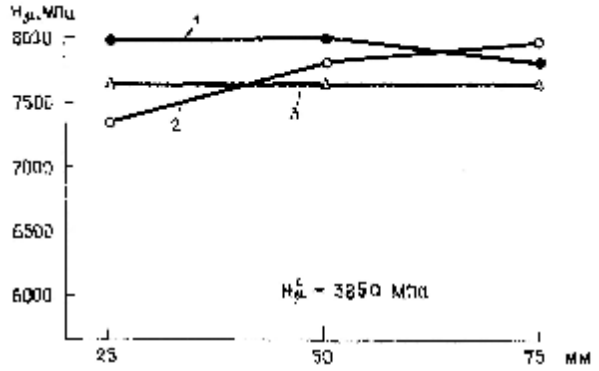


Рис. 4. Изменение микротвердости поверхности по длине лопатки после ВП + КИБ: 1 – спинка; 2 – вх. кромка; 3 – вых. кромка

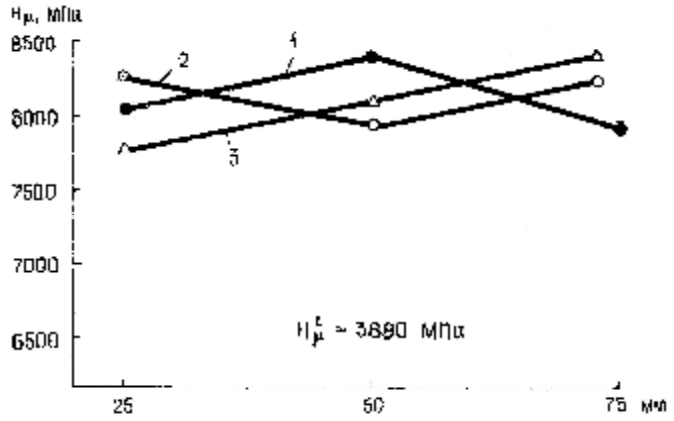


Рис. 5. Изменение микротвердости поверхности по длине лопатки после ВП+УЗУ (5 мин) + КИБ: 1 – спинка; 2 – вх. кромка; 3 – вых. кромка

Исследования микротвердости показали, что комплексная обработка приводит к повышению степени наклепа с 9% до 101…109%. Характерно, что по длине лопатки микротвердость меняется незначительно, в пределах рассеяния.

Для оценки влияния комплексной обработки на напряженное состояние лопаток определяли остаточные напряжения по кривизне напыленного прямоугольного образца [4]. При нанесении покрытия на образец небольшой толщины с одной стороны происходит его деформация. С использованием уравнения упругой линии для балки в работе [5] получена зависимость для расчета остаточных напряжений:

$$\sigma_{ост} = \frac{4EH^2}{3a^2(1-\mu)}\frac{f}{h},$$

где $E = 1{,}20 \cdot 10^5$ МПа – модуль Юнга титанового сплава ВТ8М;

H = 3 мм – толщина образца;

a = 80 мм – длина образца;

μ = 0,3 коэффициент Пуассона.

Образцы подвергали ультразвуковому упрочнению и напылению TiN в закрепленном состоянии с одной стороны. После комплексной обработки в свободном состоянии образец деформировался из-за перераспределения остаточных напряжений в направлении упрочненной поверхности. Это подтверждало, что в процессе

комплексной обработки были наведены сжимающие остаточные напряжения. Величина прогиба была измерена на контрольном столе с помощью устройства с индикаторными часами (цена деления – 1 мкм).

Результаты измеренных деформаций образцов и рассчитанных величин остаточных напряжений представлены в табл. 3.

Таблица 3. Результаты исследований остаточных напряжений

Вид обработки	Длина образца *a*, мм	Стрела прогиба *f*, мм	$\sigma_{ост}$, МПа
ВП+КИБ	79,8	-0,004	-650
ВП+УЗУ(5мин)+КИБ	80,1	-0,0105	-810

Как видно из табл. 3 уровень остаточных напряжений после комплексной обработки оказался несколько выше, чем уровень напряжений после ВП+КИБ.

Определение прочности сцепления (адгезионной прочности) покрытия с исследуемым материалом производили на плоских образцах размером 3×8×80. Образцы изготавливали по технологии, по которой серийно напыляются лопатки TiN.

Испытания образцов с нитридтитановыми покрытиями на адгезионную прочность проводили с помощью ступенчатого вала, установленного в патроне токарного станка (рис. 6). Диаметры ступенек вала изменялись от 150 до 43 мм. Исследуемый образец прижимали нижним концом к поверхности ступеньки вала с наибольшим диаметром и производили изгиб (обжатие) с помощью оправки.

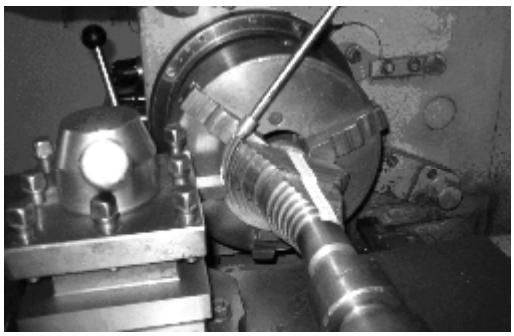
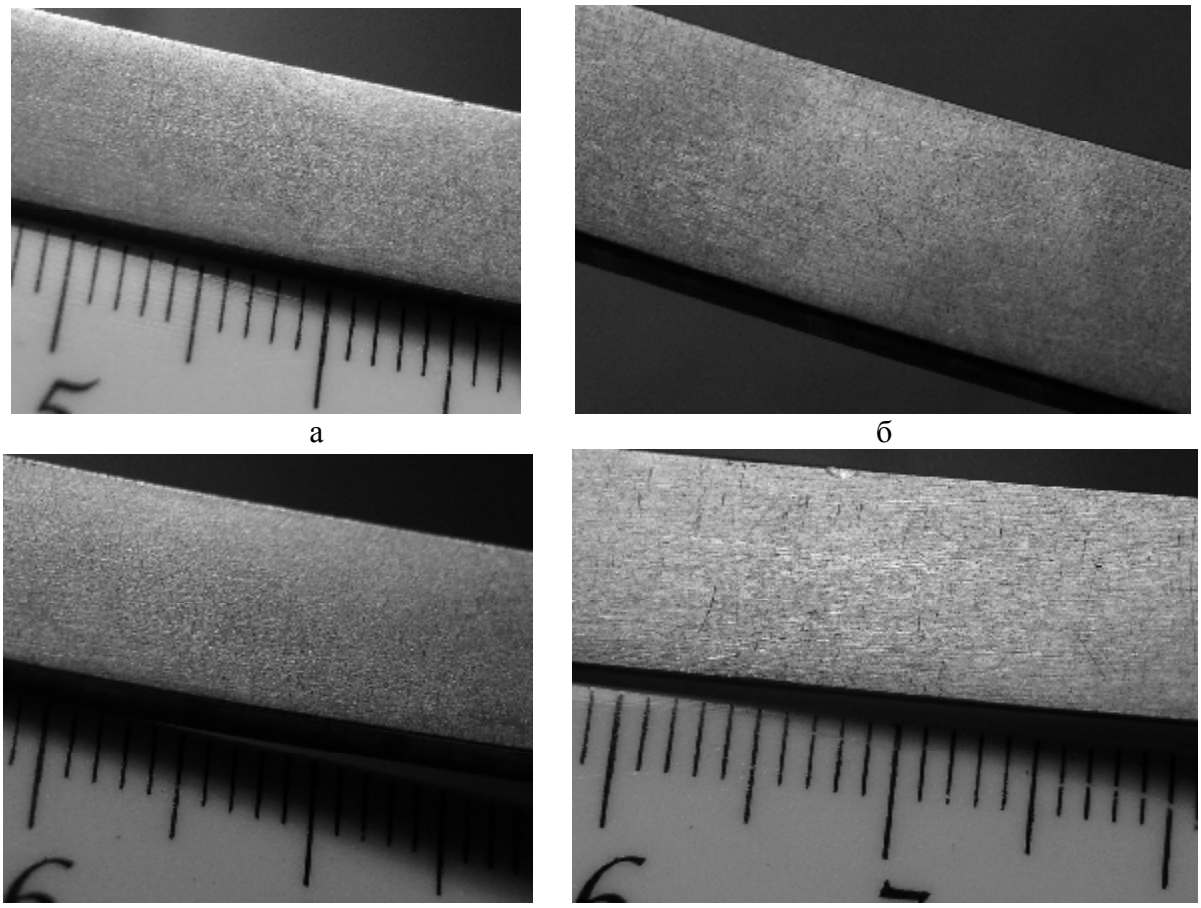


Рис. 6. Ступенчатый вал в патроне станка с изогнутым образцом

Затем на микроскопе МБС-9 (увеличение ×16,7) определяли появление микротрещин в покрытии. При отсутствии микротрещин производили изгиб на следующей ступеньке вала с меньшим диаметром. При появлении микротрещин на поверхности образца с нитридтитановым покрытием испытания прекращали и рассчитывали уровень сжимающих напряжений, по которым оценивали адгезионную прочность.

Исследованиям подвергали образцы окончательно обработанные ВП+КИБ, УЗУ+КИБ и ультразвуковым упрочнением с последующим глянцеванием (тонким полированием)+КИБ. Глянцевание целесообразно применять для тонких кромок лопаток при устранении заусенцев, образованных в процессе ультразвукового упрочнения шариками. Предшествующую напылению TiN ультразвуковую обработку выполняли по серийной технологии упрочнения лопаток III-й ступ. КНД дв. Д-36 в течение 5 мин.

Образцы с покрытием до и после испытаний представлены на рис. 7.



а б в г

Рис. 7. Поверхность образцов после напыления до обжатия (а) и после обжатия: б – ВП + КИБ; в – УЗУ(5 мин) + КИБ;г – УЗУ + глянцевание + КИБ

Следует отметить, что разрушение покрытий происходило только на поверхности образца, подвергнутой сжимающим нагрузкам.

Для оценки адгезионной прочности покрытия производили расчет сжимающих напряжений по формуле

$$\sigma = \varepsilon \cdot E ,$$

где E = 1,20·10^5 МПа – модуль упругости; ε – степень деформации, которая определяется по формуле

$$\varepsilon = f \frac{h}{l^2} ,$$

где f – величина прогиба (деформация) в центральной (исследуемой) части образца (рис. 8); h = 3 мм – толщина образца; l = 40 мм – длина исследуемой части образца.

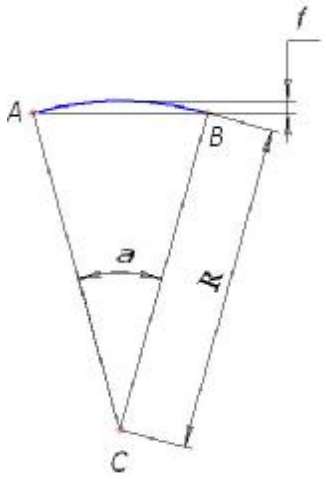


Рис. 8. Схема деформации образца при изгибе на ступенчатом валу

Результаты расчетов сжимающих напряжений представлены в табл. 4.

Как видно из табл. 4 адгезионная прочность увеличивается с 684 до 744 МПа (на 9 %) при применении УЗУ с последующим глянцеванием до нанесения нитридтитанового покрытия.

Таблица 4. Результаты исследований адгезионной прочности

Метод комплексной обработки	α, град	*AB*, мм	*f*, мм	ε	*R*, мм	σ, МПа
ВП + КИБ	36,99	39,33	3,04	0,0057	62	684
УЗУ(5 мин) + КИБ	36,99	39,33	3,04	0,0057	62	684
УЗУ+глянцевание + КИБ	40,92	39,149	3,322	0,0062	56	744

В серийном производстве лопатки I-й ступ. компрессора из сплава ВТ8М окончательно обрабатываются виброполированием с последующим нанесением ионно-плазменного покрытия TiN на верхнюю половину пера для повышения эрозионной стойкости. Раннее проведенные исследования лопаток с наработкой в пределах 1000… 1900ч показали, что эрозионные повреждения (каверны) на отдельных участках входной кромки и корыта наблюдаются и в нижней части пера у комля, где уровень циклических напряжений является максимальным. Наличие повреждений кромки радиусом R 0,25 на расстоянии 27 мм от подошвы замка приводит к повышению уровня концентрации напряжений в два раза.

В связи с этим были проведены исследования выносливости лопаток, обработанных комплексными методами: ультразвуковое упрочнение с глянцеванием кромок + нанесение покрытия TiN на перо лопатки. Ультразвуковое упрочнение выполняли по серийной технологии обработки лопаток III-й ступ. КНД двиг. Д-36 с уменьшением продолжительности от 10 мин (по серийной технологии) до 5 мин. При таком «щадящем» режиме можно исключить перенаклеп тонких кромок и обеспечить необходимые параметры поверхностного слоя. Нанесение покрытия TiN на все перо лопатки также производили по серийной технологии.

Испытаниям подвергали лопатки после непродолжительной наработки (наработка 883 ч), с последующим виброполированием для восстановления прочностных характеристик до уровня серийных лопаток.

Также была испытана партия лопаток после виброполирования с последующим нанесением покрытия на верхнюю половину пера, соответственно серийной технологии. Испытания на усталость выполняли стандартным методом на базе 100 млн. циклов (табл. 5, 6).

Таблица 5 – Результаты испытаний на усталость лопаток после ВП+УЗУ(5 мин)+КИБ

Шифр лопаток	Напряжение испытания, МПа	Число цик-лов, млн.	Примечание
8-5-3	660	10,35	Разр. по вх. кр. L = 5мм
8-5-2	660	35,2	Разр. по вх. кр. L = 6мм
8-5-1	660	100,0	Н. р.
8-5-7	640	10,76	Разр. по вых. кр на расст.10…20 мм от$R_{пер}$
8-5-8	640	100,0	
8-5-10	640	96,3	Разр. по вых. кр на расст.10…20 мм от$R_{пер}$
8-5-4	640	12,191	Разр. по вх. кр. L = 44 мм
8-5-5	640	9,194	Разр. по вх. кр. L = 41 мм
8-5-6	660	3,074	Разр. по вх. кр. L = 31 мм
8-5-9	620	100,0	Н. р.
8-5-11	620	100,0	Н. р.
8-5-12	620	100,0	Н. р.

Таблица 6 – Результаты испытаний лопаток (серийных) после ВП+напыление (КИБ) верхней половины пера

Шифр лопаток	Напряжение испытания, МПа	Число циклов, млн.	Примечание
С-1	580	18,1	Разр. по спинке, L = 23 мм
С-2	560	100,0	Н.р.
С-3	560	100,0	Н.р.
С-5	560	0,18	Разр. по спинке, L = 40 мм
С-6	540	86,4	Разр. по спинке, L = 32 мм
С-14	520	100,0	Н.р.
С-7	520	100,0	Разр. по спинке, L = 29 мм
С-19	520	100,0	Н.р.

Результаты испытаний лопаток на усталость на базе 100 млн цикл (табл. 5, 6) показали, что комплексное упрочнение (УЗУ + КИБ) приводит к повышению предела выносливости с 520 МПа (серийные лопатки с напылением верхней половины пера) до 620 МПа, т.е. на 19 %.

Выводы

Проведенные исследования характеристик поверхностного слоя и испытания на усталость показали, что комплексное упрочнение (ультразвуковое упрочнение

шариками с глянцеванием кромок + нанесение покрытия TiN) лопаток I-ой ступ. компрессора двиг. ТВ3-117 из сплава ВТ8М приводит к повышению адгезионной прочности покрытия и сопротивлению усталости.

Список литературы: 1. Ляшенко Б.А. Несущая способность материалов и конструктивных элементов с защитными покрытиями в экстремальных условиях эксплуатации: Автореф. дис-и докт. техн. наук. – Киев, 1976. – 55 с. **2.** Аппен А.А. Основные физико-химические принципы создания жаростойких неорганических покрытий // Жаростойкие покрытия. – Л.; М.: Наука, 1965. – С. 3-54. **3.** H.W. King, T.A. Caughlin, D.R/ Nagy. Residual – Stress, Hardness and Chemical – Stability of TiN Coatings // I. of Advanced Materials. 2001, v. 33, is 1, p. 63-68. **4.** О снижении остаточных напряжений в вакуум-плазменных покрытиях. Ляшенко Б.А., Рутковский А.В., Сорока Е.Б., Липинская Н.В. // Пробл. прочности, 2001. – № 4. – С. 62-68. **5.** Методы испытания и контроля исследования машиностроительных материалов / Под общ. ред. А. Т. Туманова. – М.: Машиностроение, 1974. – Т. 1. – 320 с.

Сдано в редакцию 12.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ДВОШАРОВІ ЕЛЕКТРОДИ-ІНСТРУМЕНТИ ДЛЯ РОЗМІРНОЇ ОБРОБКИ ЕЛЕКТРИЧНОЮ ДУГОЮ ТОРЦЕВИХ ПОВЕРХОНЬ СКЛАДНОГО РЕЛЬЄФУ

Боков В. М. *(КНТУ, м. Кіровоград, Україна)*

A high-performance method of dimensional arc processing of intricate profile faceplates based on using two-ply tool electrodes is introduced.

В сучасному інструментальному та основному виробництвах при виготовленні порожнин кувальних штампів, прес-форм та оригінальних деталей широко застосовуються методи електроерозійної обробки. Найбільш поширеним з них є електроімпульсна обробка. Вона дозволяє отримати практично будь-яку за формою торцеву поверхню складного рельєфу поза залежністю від механічних властивостей матеріалу, що обробляється [1, с. 66-76]. Електроди-інструменти для електроімпульної обробки виготовляють із вуглеграфіту або із міді [2, с. 5], причому форма робочої (торцевої) поверхні електрода-інструмента еквідистантна формі торцевої поверхні виробу та відрізняється від останньої в кожній точці на величину міжелектродного зазору. Процес, як відомо, реалізовується при поступальному русі електрода-інструмента, із зануренням робочої зони в рідину-діелектрик та з використанням нестаціонарних форм електричних розрядів [3, с. 83-85].

В зв’язку з тим, що енергія в зону обробки вводиться дискретно (порціями) та з відносно великими паузами, продуктивність електроімпульсної обробки дуже низька. Крім того, технічні складності отримання електричних імпульсів при силі струму більш 300 А суттєво обмежують потужність введеної енергії в робочу зону, що ще більше обмежує продуктивність обробки.

За роботами [4, 5] відомий високопродуктивний спосіб розмірної обробки металів електричною дугою, в якому енергія вводиться в зону обробки неперервно. Останнє підтверджується осцилограмами сили технологічного струму, який не падає до

нуля, та зварювальними випрямлячами постійного струму, що використовуються при реалізації даного способу. Даний спосіб може бути застосований для розмірної обробки поверхонь складного рельєфу при поступальному русі вуглеграфітового електрода-інструмента та нерухомому електроді-заготовки, але обмеженої складності. Це пов'язано з тим, що розмірна обробка даним способом можлива лише тоді, коли на електричну дугу діє потужний гідродинамічний поперечний потік робочої рідини, який стискує дугу як в енергетичному, так і в геометричному плані та інтенсифікує процес видалення продуктів ерозії із зони обробки. Саме для цього робочу рідину в міжелектродному зазорі (тобто там, де горить електрична дуга) прокачують під технологічним тиском, щоб забезпечити певну (вище критичної) швидкість потоку.

Однак, в початковій фазі процесу обробки електричною дугою торцевої поверхні з орієнтованим перпендикулярно радіальному напрямку складним рельєфом, наприклад при обробки V-подібних дрібних зубів муфти моменту, робоча рідина вільно (без опору) прокачується між плоскою поверхнею електрода-заготовки та рельєфною поверхнею електрода-інструмента, тобто тече по лінії найменшого опору, а в міжелектродному зазорі, де саме горить дуга, в зв'язку з великим гідравлічним опором, робоча рідина практично не тече. В наслідок цього, між електродами збуджується звичайна (не стиснута дуга), яка за своїми параметрами наближається до зварювальної, і не може вести розмірну обробку. Міжелектродний зазор швидко шлакується (бо швидкість рідини в зазорі значно нижче критичної), виникають короткі замикання, процес дестабілізується та припиняється.

З метою розширення технологічних можливостей способу розмірної обробки електричною дугою торцевих поверхонь складного рельєфу, запропоновано обробку здійснювати двошаровим електродом-інструментом оригінальної геометрії.

На рис. 1, як приклад, наведено характерні фази обробки електричною дугою торцевої поверхні з орієнтованим перпендикулярно радіальному напрямку складним рельєфом 1 виробу 2 (обробка дрібних зубів муфти моменту), яку здійснюють двошаровим електродом-інструментом 3. Останній виготовляють за наступною технологією. Торцеву робочу поверхню 4 внутрішнього шару 5 виконують еквідистантною поверхні виробу 1. Внутрішній шар 5 виготовляють із вуглеграфітового матеріалу марки МПГ-7, що володіє високою електроерозійною стійкістю. Торцеву робочу поверхню 6 зовнішнього шару 7 виконують еквідистантною поверхні електрода-заготовки 8, тобто плоскою. Зовнішній шар 7 виготовляють із матеріалу, який володіє низькою електроерозійною стійкістю, наприклад із сплаву Вуда, свинцю тощо. Закріплення зовнішнього шару на внутрішньому здійснюється шляхом занурення твердого внутрішнього шару в розплав із матеріалу зовнішнього шару до проточок 9, 10 з подальшим його охолодженням. Перед обробкою електрод-заготовку 11 виробу 2 закріплюють нерухомо на плиті 12 електроерозійного верстата, а двошаровий електрод-інструмент 3 – на його шпинделі. Робочу зону верстата закривають герметично камерою 13. Для обробки в камеру нагнітають під технологічним тиском 0,2…2 МПа робочу рідину (як правило органічне середовище) за напрямком від периферії до центру двошарового електрода-інструмента 3. Вмикають постійний технологічний струм і ведуть процес обробки електрода-заготовки 11 електричною дугою 14 з використанням автоматичного регулятора торцевого міжелектродного зазору 15 (на рис. 1 не показано). Завдяки тому, що в початковий момент обробки торцева робоча поверхня 6 зовнішнього шару 5 еквідистантна (в даному випадку паралельна) поверхні 8 електрода-заготовки 11, обробка здійснюється при постійному торцевому міжелектродному зазорі 15. Саме ця умова дозволяє

забезпечити оптимальні гідродинамічні умови для горіння електричної дуги 14 у будь-якій точці міжелектродного зазору 15. Зовнішній шар 7 на електроді-інструменті 9, завдяки низької електроерозійної стійкості, легко та швидко руйнується електричною дугою 14 та поступово вивільняє внутрішній шар 5, який, власне, і відповідає за точність формоутворення поверхні складного рельєфу 1, так як його виготовлено із електроерозійно-стійкого матеріалу. Протягом всього процесу обробки торцевий міжелектродний зазор 15 підтримується постійним, що забезпечує стабільний гідродинамічний режим обробки, а отже, стабільну точність формоутворення складного рельєфу.

Подальше удосконалення способу розмірної обробки електричною дугою торцевих поверхонь складного рельєфу з використанням для формоутворення двошарового електрода-інструмента відбувалося у напрямку забезпечення оптимального гідродинамічного режиму потоку робочої рідини в торцевому зазорі при обробки торцевої поверхні з підвищеною складністю рельєфу. Представником такої поверхні є глухий отвір або порожнина з значно похилим дном. Останнє пов’язано з тим, що гідродинамічні умови процесу в початковій та кінцевій фазах обробки значно відрізняються. Так, в початковій фазі обробки гідравлічний опір течії робочої рідини в торцевому зазорі як правило симетричний відносно технологічного каналу в електроді-інструменті, в той же час в кінцевій фазі обробки – значно несиметричний. Це приводить до того, що електрична дуга в різних точках торцевого зазору в кінцевій фазі обробки горить в різних гідродинамічних умовах, що визначає різну якість обробленої поверхні. Більш того, коли різниця в швидкостях потоку вийде за критичну межу, процес дестабілізується та може зовсім зупинитися. Крім того, даний спосіб не забезпечує обробку великогабаритних торцевих поверхонь складного рельєфу, так як із підвищенням розміру поверхні підвищується довжина траси евакуації продуктів ерозії із торцевого зазору, продуктивність суттєво падає, а процес

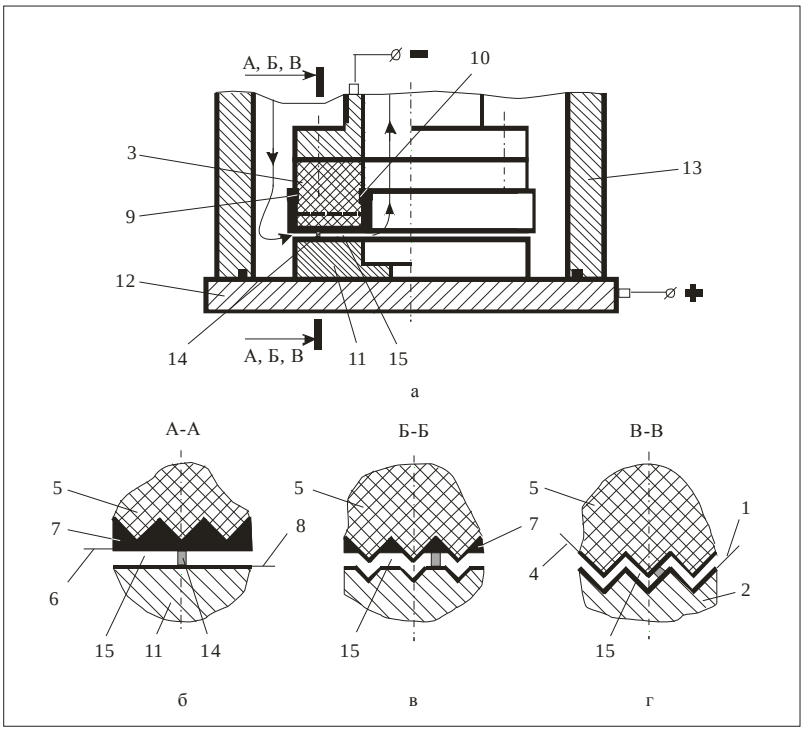


Рис. 1. Фази реалізації способу обробки дугою дрібних зубів муфти моменту з використанням двошарового електрода-інструмента: а - початкова фаза (радіальний переріз); б - початкова фаза (поперечний переріз А-А); в - проміжна фаза (поперечний переріз Б-Б); г - кінцева фаза (поперечний переріз В-В)

З метою усунення вище наведених недоліків, пропонується удосконалити конструкцію двошарового електрода-інструмента так, щоб в процесі обробки робоча рідина разом с продуктами ерозії видалялася із торцевого міжелектродного зазору крізь канал в електроді-інструменті, який розташований так, що принаймні в початковій та кінцевій фазах обробки, гідравлічний опір течії робочої рідини в міжелектродному зазорі симетричний відносно даного каналу або наближається до симетрії.

Так, розмірну обробку глухого отвору з значно похилим дном (рис. 2) в електроді-заготовці 1, як торцевої поверхні складного рельєфу 2, здійснюють двошаровим електродом-інструментом 3, який виконано за наступною технологією. Торцеву робочу поверхню 4 внутрішнього шару 5 виконують еквідистантною поверхні 2 похилого дна отвору в електроді-заготовці 1. Внутрішній шар 5, як у вище описаному випадку, виготовляють із електроерозійно-стійкого матеріалу, наприклад із вуглеграфітового матеріалу марки МПГ-7. Торцеву робочу поверхню 6 зовнішнього шару 7 виконують еквідистантною поверхні 8 електрода-заготовки 1. Зовнішній шар 7 виготовляють із матеріалу, який володіє низькою електроерозійною стійкістю, наприклад, із сплаву Вуда. Закріплення зовнішнього шару 7 відносно внутрішнього 5 здійснюється шляхом занурення твердого внутрішнього шару 5 в розплав із матеріалу зовнішнього шару до проточок 9, 10 з подальшим його охолодженням. Забезпечення симетричності гідравлічного опору в міжелектродному зазорі відносно каналу 11 в електроді-інструменті 3 на різних фазах обробки досягається умовами:

- для початкової фази:

$$\Delta P_{вх(A)} + \Delta P_{AB} + \Delta P_{n(B)} = \Delta P_{вх(D)} + \Delta P_{CD} + \Delta P_{n(C)}, \qquad (1)$$

де $\Delta P_{вх(A)}$, $\Delta P_{вх(D)}$ - гідравлічні опори (або втрати тиску) на вході потоку в торцевий міжелектродний зазор 12 відповідно в точках A та D;

ΔP_{AB}, ΔP_{CD} - гідравлічні опори (або втрати тиску) в торцевому між-електродному зазорі 12 відповідно на ділянках AB (довжиною l_{AB}) та CD (довжиною l_{CD}) ;

$\Delta P_{n(B)}$, $\Delta P_{n(C)}$ - гідравлічні опори (або втрати тиску) при внутрішньому повороту потоку відповідно в точках B та C.

Але оскільки $\Delta P_{вх(A)} = \Delta P_{вх(D)}$, а $\Delta P_{n(B)} \approx \Delta P_{n(C)}$, то залежність (1) набуде вигляду:

$$\Delta P_{AB} = \Delta P_{CD}; \qquad (2)$$

- для кінцевої фази:

$$\Delta P_{вх(E)} + \Delta P_{EF} + \Delta P_{n(F)} + \Delta P_{FG} + \Delta P_{n(G)} = \\ = \Delta P_{вх(M)} + \Delta P_{ML} + \Delta P_{n(L)} + \Delta P_{LH} + \Delta P_{n(H)}, \qquad (3)$$

де $\Delta P_{вх(E)}$, $\Delta P_{вх(M)}$ - гідравлічні опори (або втрати тиску) на вході потоку в бічні міжелектродні зазори 13, 14 відповідно в точках E та M;

ΔP_{EF}, ΔP_{ML} - гідравлічні опори (або втрати тиску) в бічних міжелектродних зазорах 13, 14 відповідно на ділянках EF (довжиною l_{EF}) та ML (довжиною l_{ML}) ;

$\Delta P_{n(F)}$, $\Delta P_{n(L)}$ - гідравлічні опори (або втрати тиску) при зовнішньому повороту потоку відповідно в точках F та L;

ΔP_{FG}, ΔP_{LH} - гідравлічні опори (або втрати тиску) в торцевому між- електродному зазорі 15 відповідно на ділянках FG (довжиною l_{FG}) та LH (довжиною l_{LH}) ;

$\Delta P_{n(G)}$, $\Delta P_{n(H)}$ - гідравлічні опори (або втрати тиску) при внутрішньому повороту потоку відповідно в точках G та H.

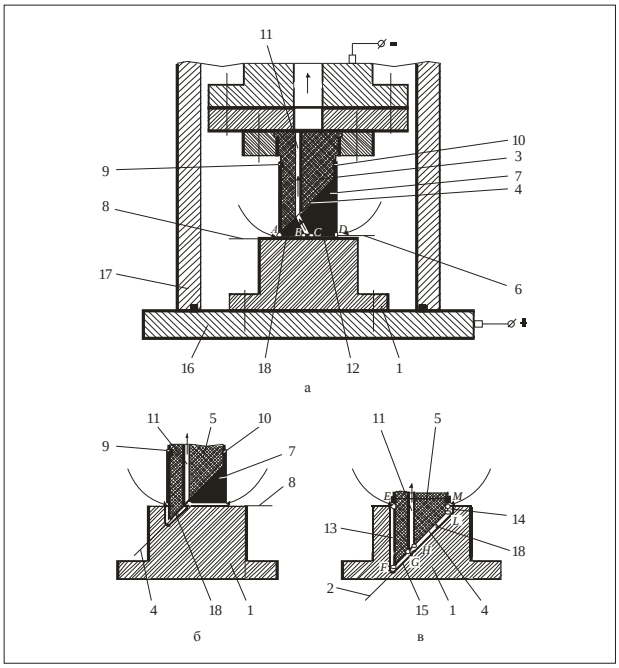


Рис. 2. Фази реалізації способу обробки дугою глухого круглого отвору із значно похилим дном з використанням двошарового електрода-інструмента: а - початкова фаза; б - проміжна фаза; в - кінцева фаза

Оскільки $\Delta P_{вх(E)} = \Delta P_{вх(M)}$, $\Delta P_{n(F)} \approx \Delta P_{n(L)}$, $\Delta P_{n(G)} \approx \Delta P_{n(H)}$, то залежність (3) можна спростити до вигляду:

$$\Delta P_{EF} + \Delta P_{FG} = \Delta P_{ML} + \Delta P_{LH} . \qquad (4)$$

Перед обробкою (див. рис. 2) електрод-заготовку 1 закріплюють нерухомо на плиті 16 електроерозійного верстата, а двошаровий електрод-інструмент 3 - на його шпинделі. Робочу зону верстата закривають герметично камерою 17. Для обробки в камеру нагнітають під технологічним тиском робочу рідину (як правило органічне середовище) за напрямком від периферії до центру електрода-інструмента 3. Вмикають постійний технологічний струм і ведуть процес обробки електрода-заготовки 1 електричною дугою 18 з використанням автоматичної системи слідкування (на фігурах не показана) за торцевим міжелектродним зазором 12, 15 При цьому зовнішній шар 7 на електроді-інструменті 3 легко та швидко руйнується електричною дугою 18 та поступово вивільняє внутрішній шар 5, який, власне, і відповідає за точність формоутворення отвору з похилою донною торцевою поверхнею 2, так як його виготовлено із електроерозійно-стійкого матеріалу. Завдяки виконанню умов (2) та (4), при реалізації процесу обробки забезпечується симетричний відносно каналу 11 гідравлічний опір течії робочої рідини в міжелектродному зазорі не тільки в початковій, але й кінцевій фазах обробки, що, в свою чергу забезпечує симетричний відносно каналу 11 в електроді-інструменті 2 потік рідини в даних фазах. Це приводить до того, що електрична дуга 18 в різних точках торцевого зазору в кінцевій фазі обробки горить в оптимальних гідродинамічних умовах. Останнє визначає задану технологічну якість обробленої поверхні.

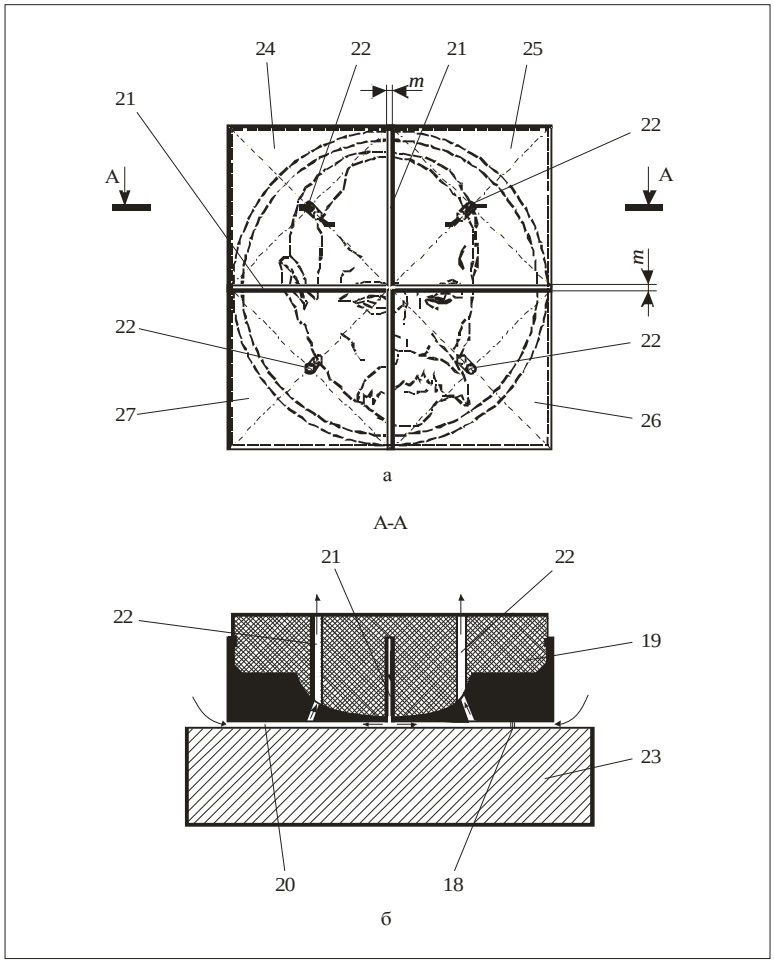


Рис. 3. Розмірна обробка дугою великогабаритної торцевої поверхні складного рельєфу (прес-форми) з використанням багатоканального двошарового електрода-інструмента: а - вид на двошаровий електрод-інструмент знизу; б - початкова фаза обробки

Для забезпечення оптимальних умов обробки електричною дугою великогабаритних торцевих поверхонь складного рельєфу (рис. 3), обробку здійснюють багатоканальним електродом-інструментом 19, з подачею робочої рідини в торцевий зазор 20 крізь щілини 21 в електроді-інструменті 19, які розділяють канали 22 та утворюють зони прокачування (гідродинамічні модулі). При обробці заготовки 23 налічується чотири зони прокачування: 24, 25, 26, 27. Кожна зона має зовнішній замкнутий контур нагнітання рідини в торцевий зазор: бічний міжелектродний зазор та щілини 21, а також внутрішній замкнутий контур видалення рідини з торцевого зазору: канал 22 в електроді-інструменті 19. Збільшення кількості зон прокачування при обробки великогабаритної порожнини суттєво зменшує довжину траси евакуації продуктів ерозії із торцевого міжелектродного зазору, тобто там, де збуджуються електричні дуги, внаслідок чого зменшується частка продуктів ерозії, що підлягає вторинному диспергуванню. Останнє сприяє підвищенню продуктивності обробки, зменшенню питомої витрати електроенергії та суттєво розширює технологічні можливості процесу в плані підвищення габаритних розмірів торцевих поверхонь складного рельєфу, що обробляються.

Слід відмітити, що, для запобігання утворення технологічного виступу, ширину m щілини 21 на електроді-інструменті 19 виконують із наступної умови:

$$m \le 2\delta_б ,$$

де $\delta_б$ – бічний міжелектродний зазор (на рис. 3 не показано). Звичайно $\delta_б$ = 0,10…0,20 мм.

Пропонуємий спосіб розмірної обробки електричною дугою торцевих поверхонь складного рельєфу, який базується на використанні двошарових електродів-інструментів, порівняно з відомим, розширює його технологічні можливості та дозволяє: суттєво підвищити складність рельєфу, якість обробки та габаритні розміри торцевих поверхонь, що обробляються; підвищити продуктивність обробки великогабаритних торцевих поверхонь на 40…50 % при зменшенні питомої витрати електроенергії на 20…30 %.

Список літератури: 1. Электроэрозионная и электрохимическая обработка. Расчет, проектирование, изготовление и применение электродов-инструментов. Часть 1 / Под ред. А. Л. Лившица, А. Роша. – М.: НИИМАШ, 1980. – 224 с. **2.** Материалы и методы для изготовления фасонных электродов-инструментов электроэрозионных копировально-прошивочных станков // М. Л. Левит, О. В. Падалко. – М.: ЭНИМС, 1975. – 143 с. **3.** Артамонов Б. А., Волков Ю. С., Дрожалова В. И. и др. Электрофизические и электрохимические методы обработки материалов. Учеб. пособие (в 2-х томах). Т. 1. Обработка материалов с применением инструмента / Под ред. В. П. Смоленцева. – М.: Высш. шк., 1983. – 247 с., ил. **4.** Носуленко В. І. Розмірна обробка металів електричною дугою: Автореф. дис… д-ра техн. наук: 05.03.07 / НТУУ «КПІ». – Київ, 1999. – 36 с. **5.** Боков В. М. Розмірне формоутворення поверхонь електричною дугою. – Кіровоград: Поліграфічно-видавничий центр ТОВ «Імекс-ЛТД», 2002 – 300 с.

Сдано в редакцию 26.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

О ТЕКСТУРИРОВАНИИ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ МАТЕРИАЛОВ ПРИ МАКРОПРИРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ТОКА И ЭЛЕКТРОЛИТОВ

Болдарь Л.Н. *(ЛНАУ, г. Луганск, Украина)*

The Explored influence of the electric current and electrolyte on shaping the initial contact between detail. The Undertaken attempt of the explanation of the construction of the surrface layers material from fluid phase after their electrophysical and electrochemical of the interaction.

Состояние вопроса. Известно, что на поддержание работоспособности д.в.с., выработавших свой ресурс, расходуется много труда и средств [1]. В последнее время, в странах СНГ предпринимаются попытки дать таким двигателям вторую «жизнь» за счет наращивания изношенных деталей специальными присадками, которые добавляются к маслам [2]. При этом двигатели не разбираются для дефектации деталей

и последующего ремонта. Однако, восстановить исходное качество деталей такими мерами невозможно потому, что в процессе износа они теряют не только форму, но и многие функциональные свойства, например, оптимальное напряженно-деформированное состояние (НДС) [3].

Из-за беспочвенных надежд, рынок стран СНГ наполнился таким большим количеством всевозможных присадок к маслам, что в вопросе их применения образовались трибологические «дебри» [4].

Будущее в этом вопросе видится в применении специальных смазочных композиций и высокоэффективных присадок, которые по мере износа деталей, будут восстанавливать их, как это происходит при избирательном переносе. Первым шагом в этом направлении должно быть создание единой системы ввода двигателей в эксплуатацию и поддержания их состояния в эксплуатации.

В настоящей работе приводятся результаты исследований влияния электрического тока и электролитов на формирование начальной площади пятна контакта или макроприработку (МП) сопряженных поверхностей образцов, изготовленных из вкладышей подшипников скольжения коленчатого вала и железоуглеродистых сплавов [5,6].

Теоретические предпосылки. Как известно, при изготовлении поршневым кольцам, гильзам цилиндров и вкладышам подшипников скольжения задается сложная эпюра радиальных давлений и определенная упругость [7,8]. Износ или упрочнение даже очень тонких поверхностных слоев колец, гильз цилиндров и вкладышей приводит к существенному перераспределению внутренних напряжений и снижению их функциональных свойств. У поршневых колец ухудшается уплотняющая способность и передача тепла от поршня к гильзе, а между вкладышами и постелями уменьшается натяг, что в дальнейшем часто приводит к схватыванию их с шейками вала и выходу двигателя из строя [9]. В связи с этим, при разработке* способа МП мы придерживались таких основных требований: 1) съем материалов (или приращение скорости износа $d\upsilon/dt$) в процессе изнашивания деталей должен локализоваться в тонких поверхностных слоях (на уровне R_{max}); 2) правилу положительного градиента свойств по глубине ($d\tau_{x,y,z}/dH$) должны соответствовать все материалы, включая приповерхностные слои смазки.

Для подробного описания процессов МП, в известные модели механохимического формирования площади контакта [10] (рис.1 а,б) были включены подмодели, поясняющие образование на относительной опорной площади $S_{оп}$ (см. рис. 1 б,в) истинного пятна контакта $S_и$ (см. рис. 1 г,д), прежде всего за счет электрофизического взаимодействия (ЭФВ) и роста электрохимического пятна контакта $S_{эхк}$ [11].

Как известно [12], электрофизическое взаимодействие поверхностей А и Б (см. рис. 1в,г), происходит, в основном, на микроуровне за счет смятия и срезания микровыступов (см. напряжения $\sigma_т$, $\sigma_в$) и заканчивается упругим взаимодействием ($\sigma_{пц}$) тонких слоев окислов и гидроокислов на упрочненных площадках $S_и$. При действии электрохимического пятна контакта анодные участки материалов растворяются в электролите или расходуются на образование поверхностных пленок на ионном уровне [13]. Эти процессы идут по истинной поверхности $S_и$ расширяющегося контакта, включая впадины, и сопровождаются выделением газов, образованием растворимых и нерастворимых гидроокисей или шлама (см. рис. 1д).

* Исследования проводились под руководством акад. Ю.Н. Петрова и к.т.н. В.П. Алексеева.

Гидроокиси могут объединяться с другими продуктами съема, образовывать комплексные соединения и располагаться на поверхностях в виде геля, суспензии, коллоида или выноситься из зазора. При задержке этих веществ во впадинах и на микровыступах относительная опорная площадь $S_{оп}$ может увеличиваться. В результате, на поверхностях формируются слои, состоящие из пластинок и мелкодисперсных частичек 1 (см. рис.1б) основного материала, открытых резервуаров 2 с электролитом и закрытых новообразований 3.

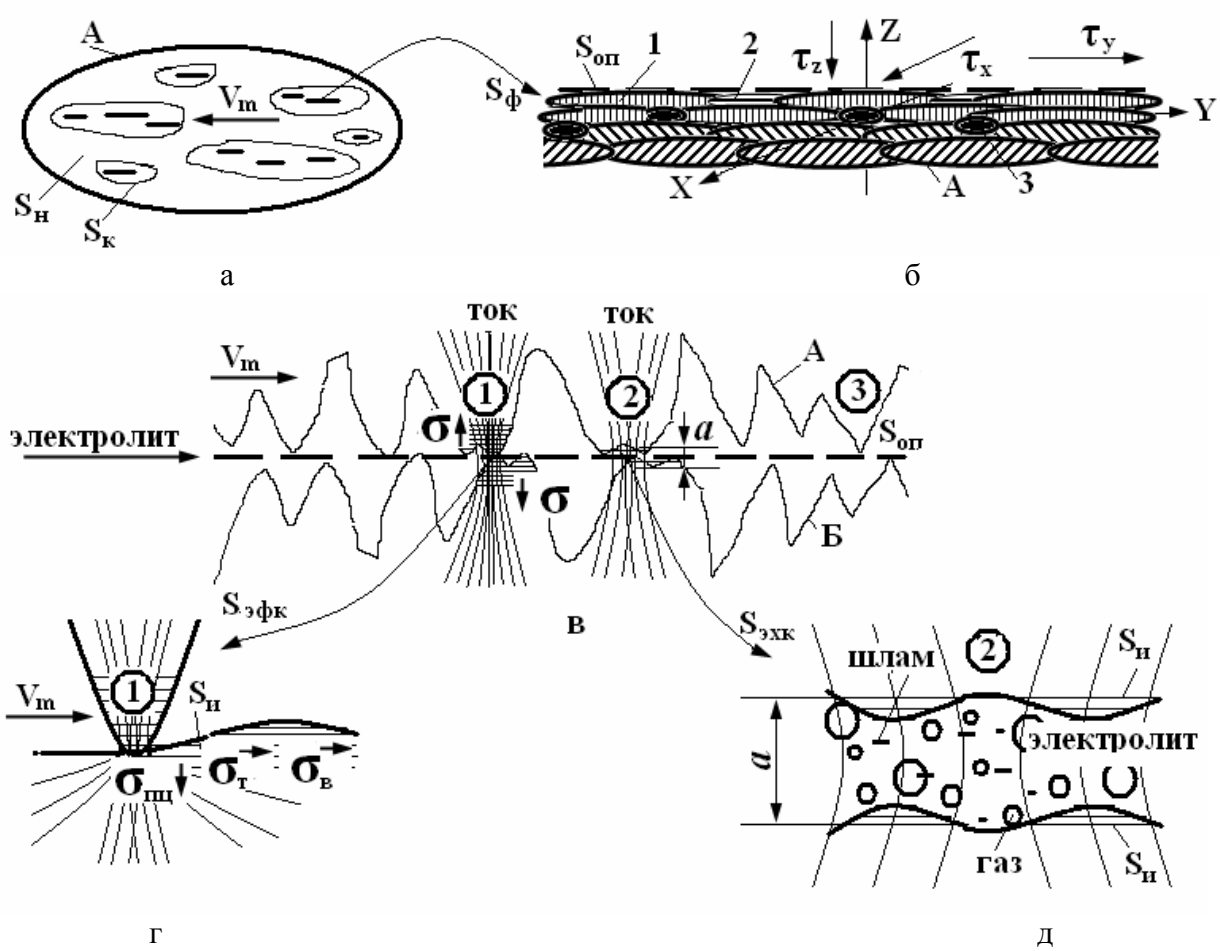


Рис. 1. Схемы формирования площадей контакта: $S_н$ – номинальной, $S_к$ – контурной, $S_ф$ или $S_д$ – фактической или действительной, $S_{оп}$ – относительной опорной, $S_и$ – истинной, $S_{эфк}$ – от электрофизического взаимодействия, $S_{эхк}$ – в результате действия электрохимического пятна

Особенности методики исследований. Для оценки влияния на МП деталей режима трения (p, V_m, τ), токовых параметров (I, U), состава и свойств электролитов (μ, C, æ, pH) использовалась пара трения ролик – колодочка, моделирующая на каждом обороте ролика все начальные условия формирования пятна контакта и переходы от непосредственного касания поверхностей до зазора и обратно [14].

Оптимизация факторов МП проводилась на машине трения СМЦ-2. Электролит подавался в зону трения путем самозахватывания роликом.

Ролики изготавливались из стали 40Х и стали 45, а колодочки вырезались из вкладышей подшипников скольжения, покрытых алюминиевыми сплавами АСМ или АО20-1. Приработочный слой с поверхности сплава АСМ снимался шабрением.

Ход МП образцов оценивался по изменению рабочего напряжения и силы тока. В первые секунды вращения ролика (n = 300 мин$^{-1}$) при нагрузке около 4 Н, на пару трения подавался ток, напряжением 1 В. Далее к колодочке прикладывалась сила 78,5 или 196,2 Н, а токовые параметры устанавливались самопроизвольно, в зависимости от режима трения.

Антифрикционные свойства электролитов и влияние на них электрического тока оценивались на машине трения МАСТ-1. Как известно, в этой машине, при контакте четырех шариков из стали ШХ15 за счет малой скорости скольжения и сравнительно большой нагрузки (n = 1 мин$^{-1}$, P = 50 Н) обеспечиваются условия граничной смазки [15].

Для исключения растекания подведенного к образцам электрического тока, колодочка пары трения в машине СМЦ-2, и узел крепления трех шариков в машине МАСТ-1, изолировались от массы машин трения.

При выборе состава электролитов учитывалось не только их действие, но и последействие, например, их составляющие не должны отрицательно влиять на материалы, используемые в двигателе, и сочетаться, в последующем, с моторными маслами. В этой связи, в состав электролитов вводились известные ингибиторы коррозии и трения [16,17]: триэтаноламин (ТЭА), полиэтиленгликоль (ПЭГ), глицерин, нитрит натрия, сульфиды (Na_2S, KCNS), соли ортофосфорной кислоты, поверхностно-активные вещества (эмульсол, сульфофрезол, смачиватель), а также добавки, буферирующие кислотность электролитов в нейтральной области. В качестве основных веществ, активирующих процессы образования и растворения окислов и гидроокислов, использовались водные растворы солей $NaNO_2$, $NaNO_3$ и NaCl от средней до насыщенной (при 20 ºС) концентрации. Для стабилизации свойств электролитов проводилась их очистка – периодическим отстаиванием или фильтрацией (в т.ч. и под давлением). Для ускорения процессов к электролитам добавлялись полиакриламид (ПАА) и желатин [18].

Результаты исследований и их обсуждение. На рис. 2 приведены результаты МП образцов на трех типах электролитов, основой которых был водный раствор солей и ПАВ (а), ТЭА (б) и глицерин (в).

По характеру пятна контакта на колодочке видно (см. рис. 2а), что МП образцов на маловязком электролите, в основном происходила за счет электрофизического взаимодействия поверхностей (см. разрывы А и трещины Б). Несмотря на малую нагрузку – 78,5 Н, средний съем сплава АСМ был большим - 22 мг/см^2.

На электролите ТЭА + NaCl МП шла при сравнительно больших значениях силы тока и напряжения (см. рис. 2б). Открытые лунки В и относительно чистые контактные площадки Г на поверхности сплава, вероятно, возникали из-за активирования процесса хлоридом натрия. При этом съем сплава АСМ достигал 100 мг/см^2.

МП образцов в электролите 80 % глицерина и 20 % NaCl (см. рис 2в) характеризовалась малой электрической напряженностью и сравнительно малым износом – до 10 мг/см^2. Окончание процесса формирования площади пятна контакта на 3-й минуте сопровождалось самопроизвольным снижением силы тока до 0,15 А и ростом напряжения до 3 В. В конце опыта вся площадь контакта на ролике и колодочке (см. отдельные участки Д) была закрыта непрочно связанными с основой продуктами электрохимического растворения сплавов (см. темные и светлые участки Е).

При увеличении нагрузки с 78,5 Н до 196,2 Н доля участков пятна контакта, закрытых гидроокисями и шламом, существенно уменьшилась. При этом съем сплава АСМ уменьшился до 3-5 мг/см^2. В связи с этим, вероятно, можно предположить, что при уменьшении зазора *а* (см рис. 2в) продукты электрохимического съема теряли подвижность и более активно участвовали в текстурировании поверхностных слоев.

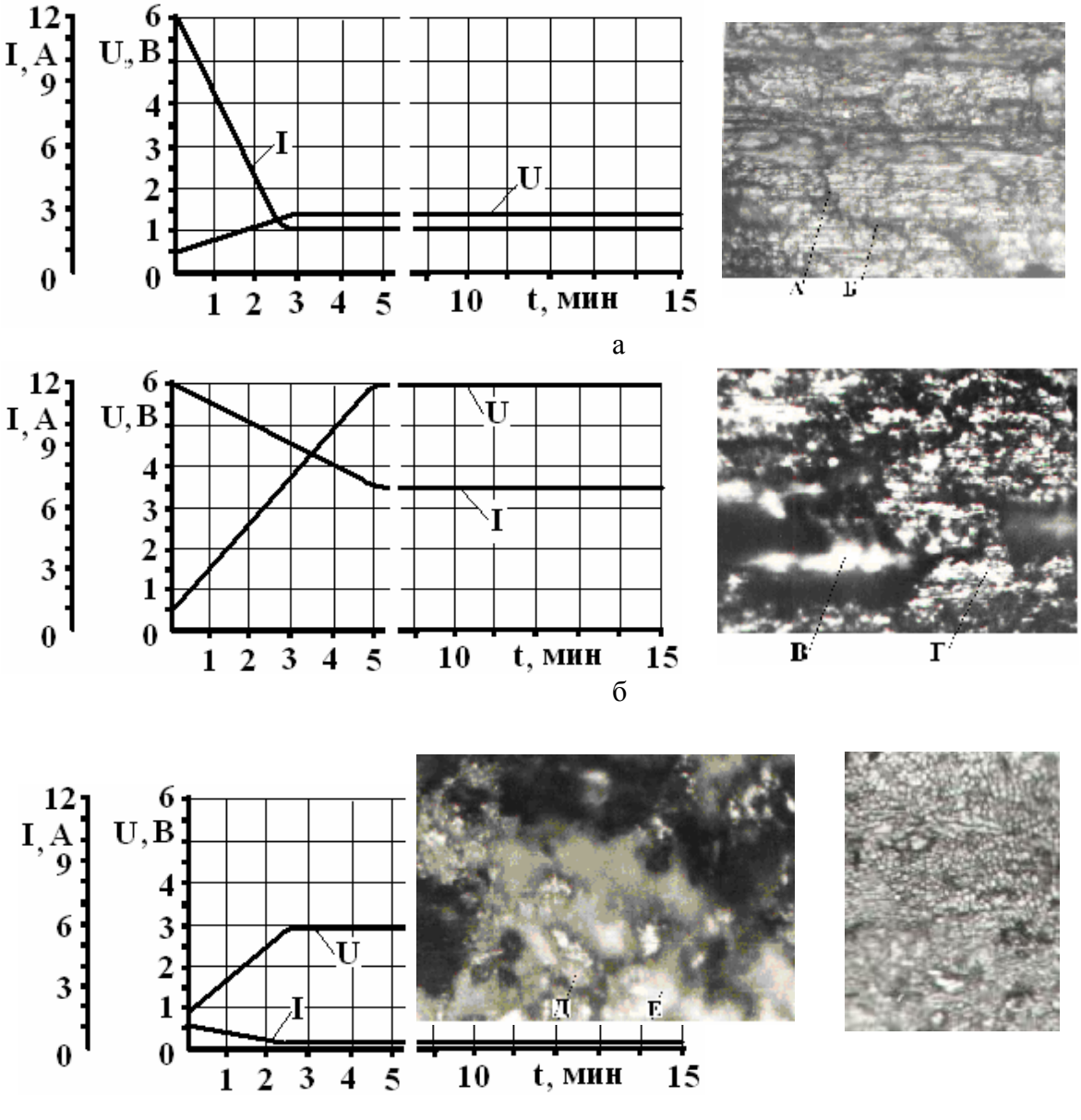
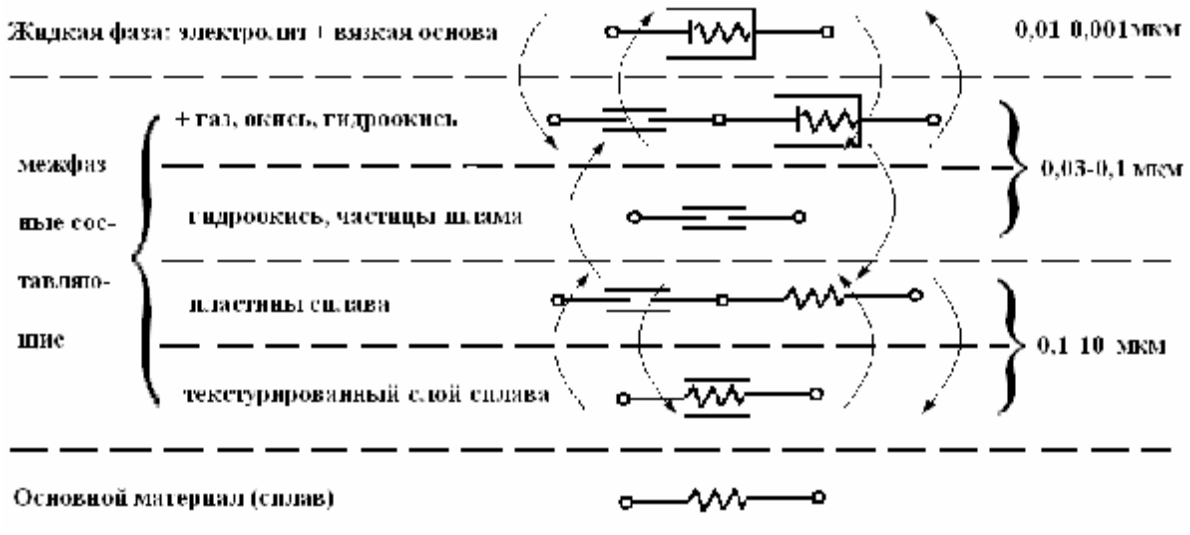


Рис. 2. Вид поверхности сплава АСМ после МП на электролитах: а) 30% ТЭА и 70% водного раствора солей $NaNO_3$, $NaNO_2$, NaCl с добавкой буферирующей смеси (pH = 7), кислоты H_3PO_4 и смачивателя Св-102; б) 60% ТЭА и 40% водного раствора NaCl; в) 80% глицерина и 20% водного раствора NaCl, х 487

При подаче электролита I под давлением 0,1-0,3 МПа в зазоры коренных подшипников скольжения отремонтированных двигателей их макроприработка заканчивалась через 30-60 с, при силе тока 0,15-0,20 А и напряжении 4,5-5,0 В. Съем во всех подшипниках не превышал 0,2 мг/см^2 [19]. Пятно электрохимического контакта $S_{эхк}$ (см. рис. 1б) распространялось на всю номинальную площадь вкладышей и шеек коленчатого вала (см. рис. 1а). Тогда межфазный переход от жидкости к твердому телу (рис. 3а) и соответствующие ему динамические модели (см. рис. 3б) на любом участке номинальной площади $S_н$, вероятно, можно представить следующим образом.

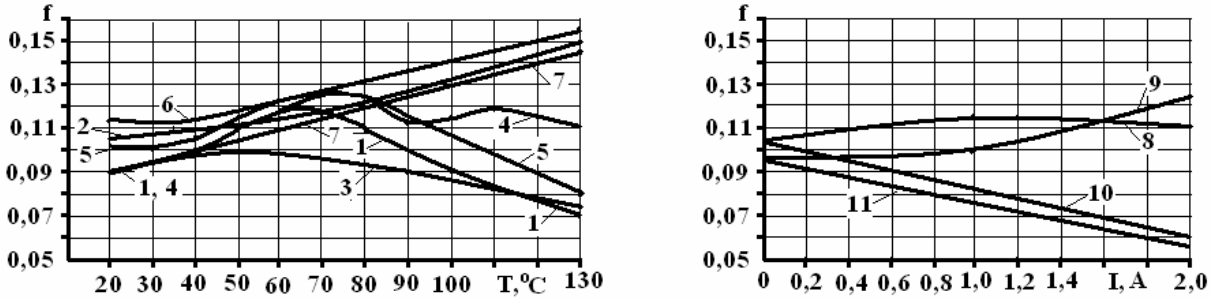


а б

Рис.3. Условное представление составляющих поверхностных слоев после МП деталей на электролите под действием тока (а) и соответствующие им динамические модели (б).

Усиление адгезионных и когезионных свойств жидкой фазы на субмикроуровне условно показано с помощью упругого элемента, включенного в модель Ньютона, а ослабление связей частиц в слоях, прилегающих к основному материалу – с помощью параллельных линий в модели Гука.

При моделировании условий механохимического и электрофизического взаимодействия поверхностей в электролите I и в электролите II (80 % глицерина и 20 % водного раствора $NaNO_2$) были получены такие результаты (рис. 4).



а б

Рис. 4. Влияние температуры (а) и электрического тока (б) на смазочную способность электролитов: 1 – свежеприготовленный электролит I; 2 – то же, электролит II; 3,4,5 – электролит I после МП, соответственно, 1-го двигателя, 5-ти двигателей, более 30 двигателей; 6 – электролит II с ПЭГ; 7 – электролит II с ПЭГ и ПАА; 8, 9 – электролит II, соответственно, с подачей тока и без подачи тока; 10,11 – то же, электролит I.

Как видно на рис. 4а, при повышении температуры до 70 ºС, коэффициент трения образцов в электролитах I и II возрастает (см. кривые 1, 2). При дальнейшем повышении температуры, коэффициент трения образцов, в чистом и отработанном электролите I, уменьшается (см. кривые 3,4,5), а в электролите II – монотонно возрастает (см. кривые 2,6,7).

Пропускание электрического тока через контактирующие шарики из стали ШХ15 приводит к некоторой стабилизации смазочных свойств электролита II (см. кривые 8,9, рис. 4б), а в электролите I – к увеличению коэффициента трения (см. кривые 10,11).

Разные коэффициенты трения образцов в электролитах I и II, вероятно, можно объяснить различной глубиной их действия в поверхностных слоях (см. рис. 3): окислительный электролит II образует окислы и гидрокислы на уровне 0,03-1,00 мкм, а электролит I проникает через все слои, вплоть до основного материала [20-21].

В связи с тем, что после МП деталей в составе двигателей, электролиты не удаляются из зазоров и смешиваются в процессе обкатки двигателей с моторным маслом, происходит утонение, полученных приповерхностных слоев и их дальнейшее текстурирование, но уже с участием составляющих смазки [22].

Выводы.

1. Обоснована необходимость разработки системы ввода отремонтированных д.в.с. в эксплуатацию и поддержания их функциональных свойств не допуская предельного износа деталей.

2. Показано, что с помощью электрического тока и электролитов можно управлять макроприработкой деталей КШМ и ЦПГ отремонтированных двигателей и подготавливать поверхностные слои материалов к восприятию рабочей нагрузки.

3. Исходя из условий минимизации износа деталей при макроприработке, правила положительного градиента свойств поверхностных слоев материалов и результатов исследований влияния электрического тока и электролитов на процесс макроприработки, составлена динамическая модель текстурирования межфазных составляющих.

Список литературы: **1.** Кравец И.А., Щепетов В.В., Максимов С.Л., Гладкий Я.Н. Энергетика безсервисных систем//Проблемы трибологии, №2, 2002. – С.12-14. **2**. Джус Р.Н., Стпадниченко В.Н., Волков Ю.П. Технологии триботехнического восстановления – вчера, сегодня, завтра / Сб. докл. 6-й международной конф.ОТТОМ-6, ч.2, 2005. – с.289-297. **3**. Молдаванов В.П. Поршневые кольца ДВС. – М.: «Россельхозиздат», 1985. – 158 с. **4**. В дебрях трибологии//5-е колесо (Электр. ресурс). – www. Finics.Ru. - №1-2, 2002. **5.** А.с. № 1045049 МКИ G 01М 15/00. Способ приработки деталей / В.П. Алексеев, Л.Н. Боолдарь, В.Д. Михалев (СССР). № 3449488 / 25-06. Заявл. 9.06. 82. Опубл. 30.09.83. Бюл. № 36. – 2с. **6**. Патент 1811449, СССР; МКИ G 01М 15/00. Способ электрохимико-механической приработки деталей ЦПГ / В.П. Алексеев, Л.Н. Болдарь.- №4927110/08. Заявл. 12.04.91. Опубл. 23.04.93. Бюл. № 15.- 8 с.**7.** Михайлов А.А. Обработка деталей с гальваническими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1981. – 144 с. **8.** Соломин О.В., Данчин А.П. Влияние макроотклонений опорных поверхностей на распределение давлений в радиальных подшипниках жидкостного трения / Изв. вузов. Сер. «Машиностроение», №5, 2005. – С.24-31. **9.** Семенов А.П. Анализ причин нестабильности биметаллических вкладышей подшипников двигателей внутреннего сгорания // Вестник машиностроения, №6, 2003. – С.34-38. **10.** Браун Э.Д., Евдокимов Ю.А., Чичинадзе А.В. Моделирование трения и изнашивания в машинах. – М.: Машиностроение, 1982. – 191 с. **11.** Болдарь Л.Н. Основополагающие принципы электрохимико-механической приработки (доводки) деталей / Зб. наук. праць ЛНАУ. Серія: «Технічні науки» - Луганськ: ЛНАУ. – 2006. **12.** Коробов Ю.М., Прейс Г.А. Электромеханический износ при трении и резании металлов. – К.:Техника, 1976. – 200 с. **13.** Седыкин В.Ф. О точностных возможностях метода размерной электрохимической обработки // Электронная обработка материалов,

№1, 1973. – С.11-13. **14.** Болдарь Л.Н. Моделирование процесса макроприработки деталей ЦПГ и КШМ отремонтированных автотракторных двигателей / Зб. наук. праць ЛНАУ. Серія: «Технічні науки», № 31 (43), - Луганськ: ЛНАУ, 2003. – С.49-57. **15.** Матвиевский Р.М., Буяновский И.А., Лозовская О.В. Противозадирная стойкость смазочных сред при трении в режиме граничной смазки. – М.: Наука, 1978. **16.** Негорючие теплоносители и гидравлические жидкости. Справочное руководство / Под ред. А.М. Сухотина. – Л.: «Химия», 1979. – 360 с. **17.** Тарасов Ю.М., Натансон М.Э., Литвиненко Г.П. Особенности синергизма при трении металлов в многокомпонентных водных средах / В кн. «Проблемы трения и изнашивания». – К.: Техника, № 14, 1978. – С. 46-47. **18.** П.-Ж.де Жен, Ж.Бадос. Хрупкие объекты: Пер. с франц. – М.: Мир, 2000. – 189 с. **19.** Розробка технології прискореної обкатки тракторних двигунів з використанням ЄХМП основних з'єднань / Звіт по НДР. – Луганськ: ЛСГЇ, 1994. – 97 с. **20.** Алексеев В.П., Болдарь Л.Н., Михалев В.Д. Выбор состава электролита для ЭХМП трущихся пар / Сб. научн. тр. Харьк. СХ ин-та им. В.В. Докучаева. – Харьков: 1978. – С.65-68. **21.** Болдарь Л.Н. Приработка деталей КШМ и ЦПГ отремонтированных дизелей. Микроприработка / Зб. наук. праць ЛНАУ. Серія: «Технічні науки», № 49/72, - Луганськ: ЛНАУ, 2005. – С.59-69. **22.** Болдарь Л.Н., Тащилина А.В. О структурной приспосабливаемости материалов и среды при приработке подшипников скольжения коленчатого вала. Постановка задачи / Зб. наук. праць ЛНАУ. Серія: «Технічні науки» - Луганськ: ЛНАУ. – 2006.

Сдано в редакцию 16.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМАЦИИ ГИБКОГО КОЛЕСА КРУПНОЙ ВОЛНОВОЙ ПЕРЕДАЧИ

Бондарь Ю. Г. , Лесняк Г. А., Носко П. Л., Стрельников В. Н., Титаренко А. И.
(ЗАО «НКМЗ», ВНУ им. В. Даля, г. Краматорск, г. Луганск, Украина)

Movings a flexible wheel of large wave transfer by a method of final elements are determined. Results of research are used, in particular, for elimination of an interference зубьев in gearing.

Одним из наиболее эффективных способов повышения нагрузочной способности машин и агрегатов является применение многопоточных конструктивных схем, в т. ч. с гибкими звеньями, упругие деформации которых упрощают технику дифференцирования силовых потоков. Многократно снижаются нагрузки на зубья, минимизируются габариты и металлоёмкость механического привода. Существующие передачи с гибкими звеньями обладают сравнительно низкой нагрузочной способностью – преимущественно до 5 КНм. В процессе исследования и освоения крупных волновых передач на «НКМЗ», наличие масштабного фактора вызвало существенные изменения соотношений геометрических и силовых параметров волновой передачи с деформациями гибкого звена. Проявились новые свойства не характерные для небольших волновых передач: осевые силы, повышенные энергетические потери, заклинивание и проскок зубьев в зацеплении. В известных работах Цейтлина [1], Шувалова [2], Гинзбурга [3], Ковалёва [4], Волкова [5], др. авторов, эти вопросы не нашли должного решения.

Одним из негативных проявлений масштабного фактора служит интерференция зубьев, представляющая наиболее значимые аспекты теории зубчатых зацеплений,

определяющая геометрические условия существования зубчатой пары. При модуле зубьев 1,5÷2 мм, крутящих моментах в десятки тм, упругие деформации гибкого колеса превышают зазоры в зацеплении, вызывая интерференцию зубьев $2^{\underline{го}}$ рода. В своё время спроектированные по известным методикам и изготовленные на НКМЗ крупные волновые редукторы, по этой причине оказались не работоспособны.

Главным звеном волновой передачи, требующим особого внимания с точки зрения жёсткости и ресурса работы, является гибкое колесо, которое непрерывно деформируется под действием с генераторам волн. Учитывая особое влияние деформаций на интерференцию зубчатого зацепления волновой передачи, определим перемещения оболочки гибкого колеса.

Расчётная схема гибкого колеса представлена на рис. 1. Радиальные усилия передаваемые гибкому колесу со стороны генератора волн, передаются по линии их совместного контакта. Заменим распределённую радиальную нагрузку сосредоточенными силами P_0 (рис. 2).

Ввиду симметрии нагрузки и деформации гибкого колеса, ограничимся расчётом одной четверти последнего, разобьём на конечные элементы. Каждый конечный элемент представляет часть цилиндрической оболочки в плане прямоугольной формы неодинаковых размеров, меньших в контакте гибкого колеса с генератором волн, больших – где контакт отсутствует. Такой выбор конечных элементов обусловлен потребностью более глубокого анализа зоны контакта.

В качестве исходных данных расчётной модели приняты: номера конечных элементов, номера узлов, их координаты, жёсткости конечных элементов, наложенные связи, величины нагрузок приложенных в узлах конечных элементов. Результаты выполненных расчётов представляют радиальные перемещения узлов конечных элементов четверти оболочки гибкого колеса, приведенные на рис. (3 - 5).

Из графиков радиальных перемещений гибкого колеса определяем, что контакт гибкого колеса с генератором волн проходит по линии ***b – b,*** среднее радиальное перемещение которой:

$$w_{b-b} = \frac{w_{56} + w_{63}}{2} = \frac{1{,}504 + 1{,}495}{2} \approx 1{,}5\ мм.$$

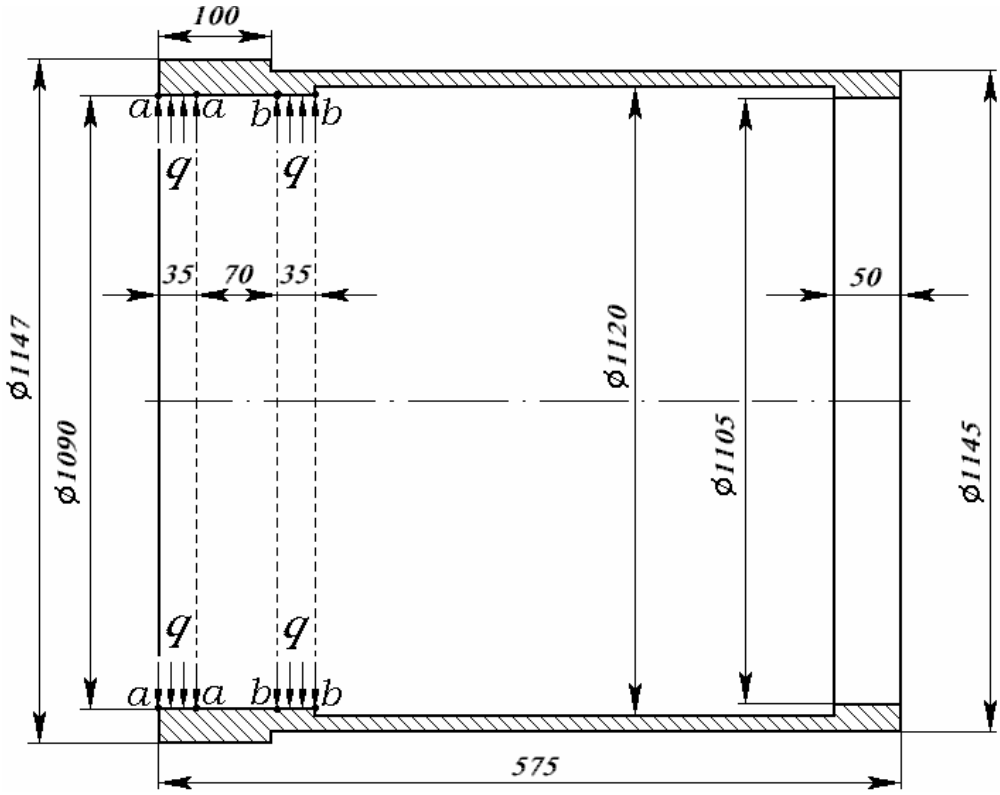


Рис. 1. Расчётная модель гибкого колеса

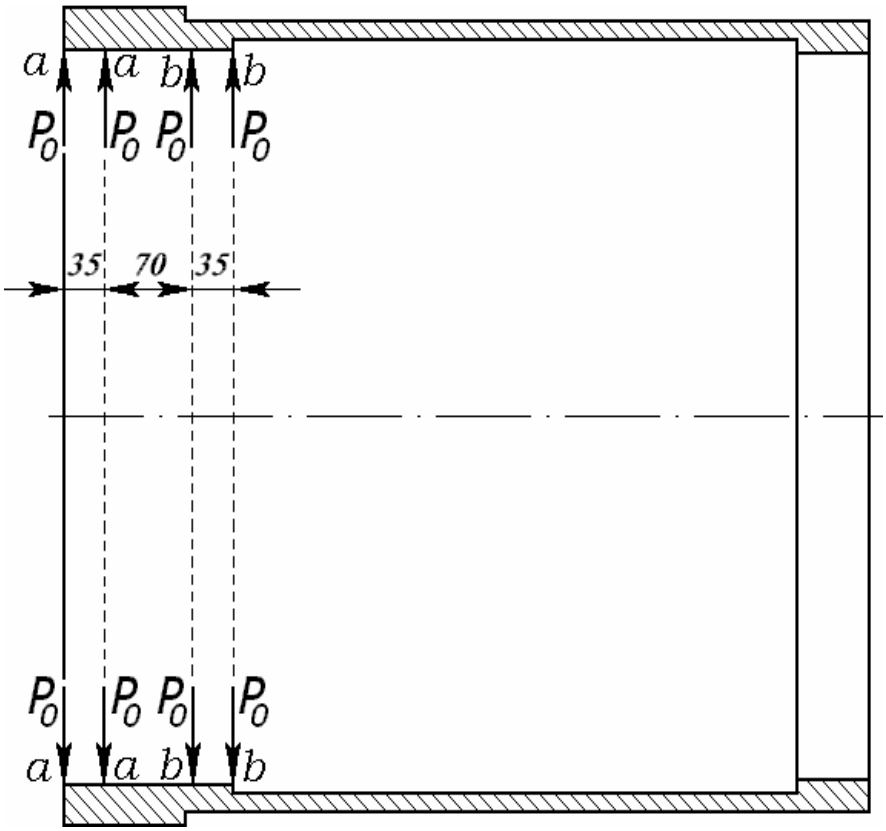


Рис. 2. Модификация расчётной модели гибкого колеса

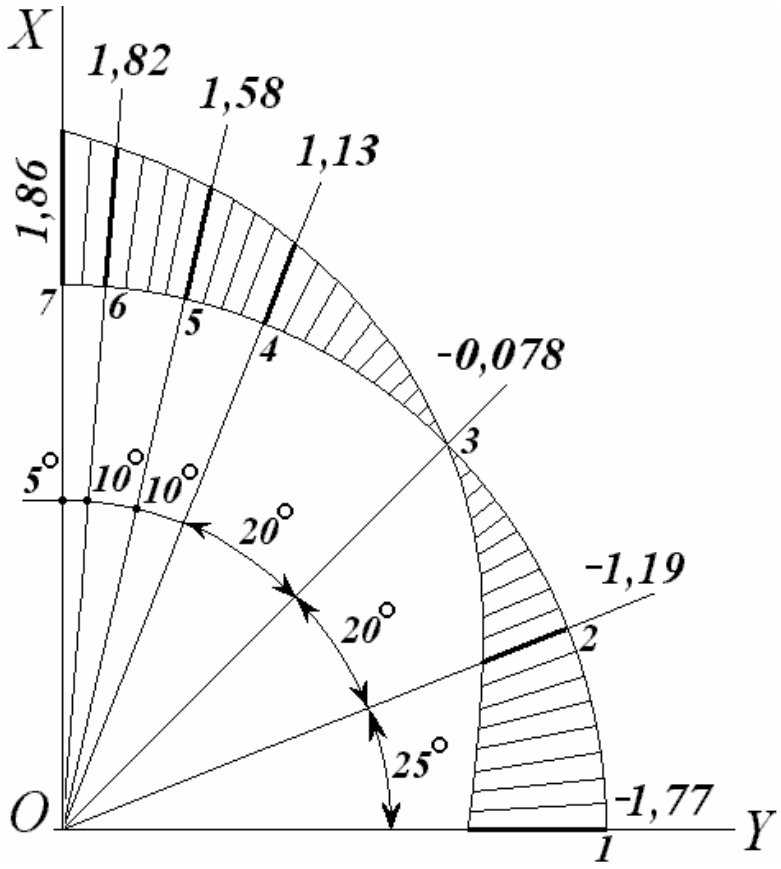


Рис. 3. Радиальные перемещения правого торца гибкого колеса

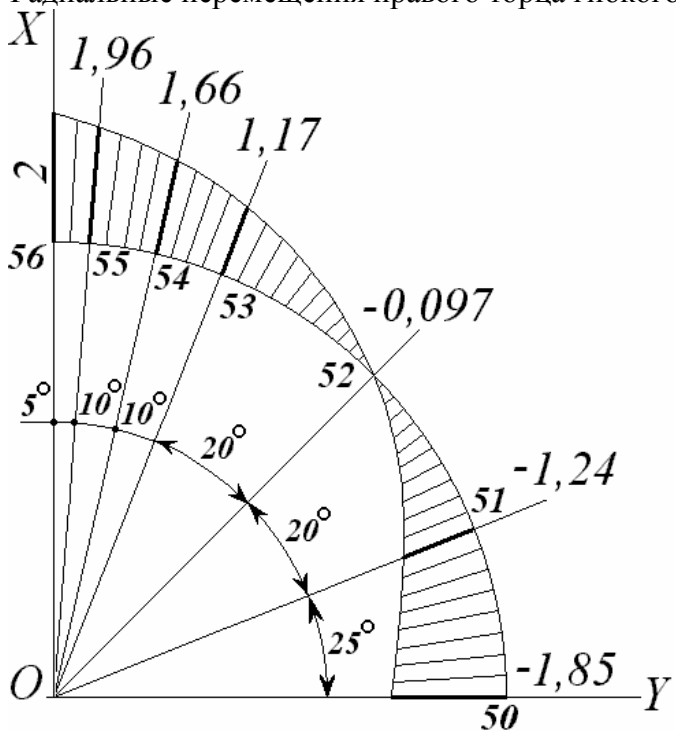


Рис. 4 Радиальные перемещения границы контакта гибкого колеса

Полученные результаты расчёта радиальных перемещений гибкого колеса волновой передачи отличаются от экспериментальных данных (рис. 6) не более 6 %, что свидетельствует о достоверности результатов исследования.

Выполненные исследования позволяют уточнить деформации гибкого колеса под действием генератора волн, что необходимо для устранения интерференции зубьев и оптимизации параметров крупных волновых зубчатых передач.

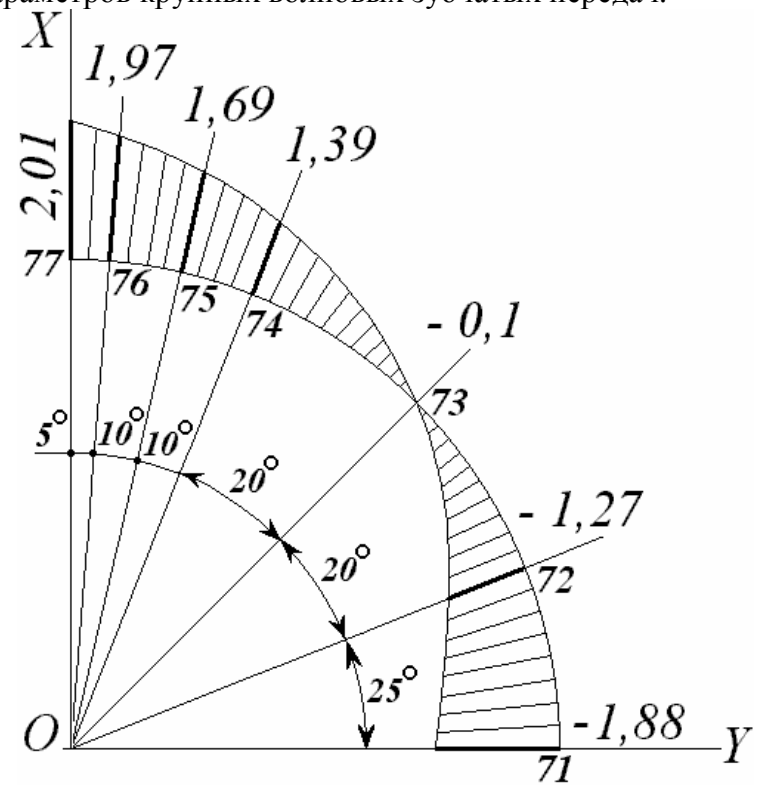


Рис. 5 Радиальные перемещения левого торца гибкого колеса

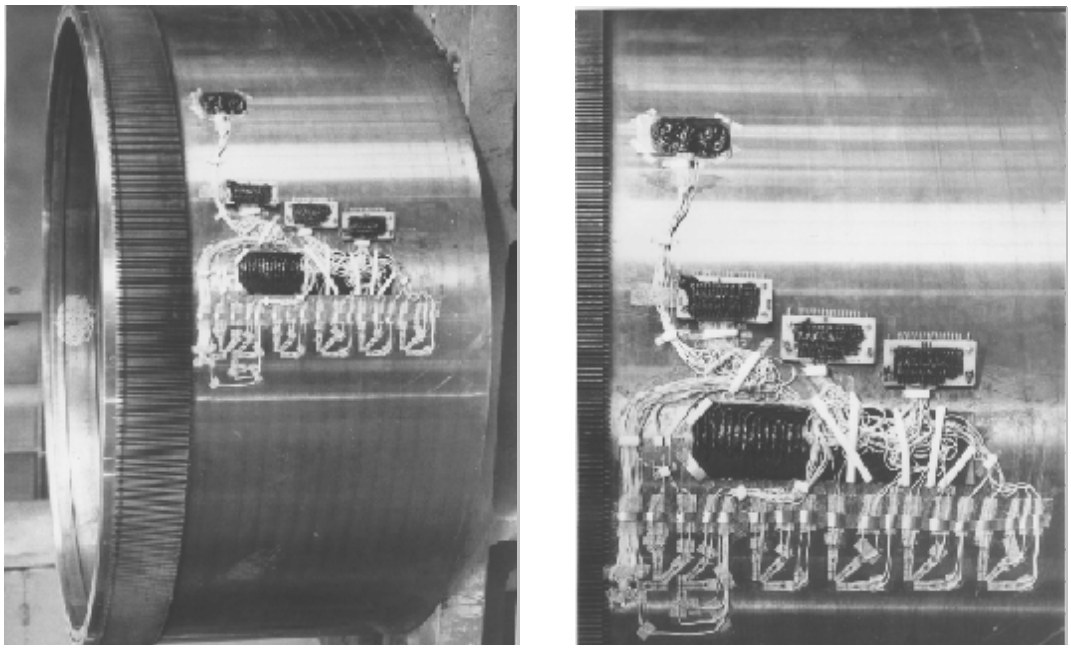


Рис. 6 Гибкое колесо волнового редуктора механизма поворота передвижного миксера МП – 600 АС грузоподъёмностью 600 т расплавленного металла

Список литературы: 1. Цейтлин Н. И., Михеев М. Б. Определение податливости диафрагмы гибкого колеса – стакана волновой зубчатой передачи // Волновые передачи: Сб. тр. – М.: Станкин, 1978. – Вып. 4.- С. 153-165. **2.** Шувалов С.А., Горелов В.Н. Исследование напряжений в гибком зубчатом венце методом конечных элементов // Вестник машиностроения.– 1983.-№1.– С. 10–12. **3.** Гинзбург Е.Г. Волновые зубчатые передачи. – Л.: Машиностроение, 1969.– 160с. **4.** Ковалёв Н. А. Общие основы теории передач гибкими колёсами // Машиноведение. – 1977. - № 5. – С. 59 – 65. **5.** Волков Д. П., Крайнев А. Ф. Волновые зубчатые передачи. – К.: Техника, 1976. – 224 с.

Сдано в редакцию 11.04.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ПЕРЕМЕЩЕНИЕ ОБЪЕКТОВ МАНИПУЛЯТОРАМИ МАЛОЙ ЖЕСТКОСТИ НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ УЧАСТКЕ

Бохонский А.И., Варминская Н.И. *(СевНТУ. Севастополь, Украина)*

The transportation controls of objects (on the nominated or found trajectories) by the elastic manipulators with final number of degrees of freedom are investigated; these controls eliminate the manipulator fluctuations at the final point of positioning and achieve the given speed of portable movement. The optimum controls of forward and rotary movement of the not rigid manipulator (as systems with the distributed parameters) are found, and fluctuation are absent at the final moment of time. The models of functioning of a robot-based site with moving of objects on the given probable trajectories of movement of the manipulator are developed.

Существующие роботы-манипуляторы при малой массе переносимого полезного груза, как правило, достаточно массивны. Энергетические затраты, необходимые для операций транспортирования объектов жесткими и нежесткими манипуляторами, существенно отличаются.

Манипуляторы малой жесткости обеспечивают снижение металлоемкости и энергозатрат. Необходимы исследования функционирования таких манипуляционных систем, в том числе – оптимального управления манипуляторов на роботизированных технологических участках (РТУ). При транспортировании за минимальное время нежестких деталей больших габаритов возникают не только колебания манипуляторов, но и транспортируемых объектов.

Колебания, возникающие в процессе оптимальных движений манипуляторов конечной жесткости, нуждаются в дополнительных исследованиях. Остаются актуальными многие задачи устранения колебаний в конечной точке позиционирования, обусловленных деформациями исполнительных устройств либо перемещаемых нежестких объектов при оптимальном (в смысле быстродействия) движении. Применение для манипуляторов малой жесткости специальных оптимальных управлений позволяет экономить (≈ на порядок) энергоресурсы без снижения точности позиционирования и производительности [1 – 6].

Задачи исследования: поиск оптимального управления перемещением нежесткого объектов жесткими манипуляторами; управление движением

манипуляторов малой жесткости как систем с конечным числом степеней свободы; оптимальное перемещение объекта из возмущенного состояния в конечное состояние абсолютного либо относительного покоя центра масс схвата; поиск управления движением нежестких манипуляторов – с достижением заданной скорости объекта манипулирования и отсутствием колебаний в конечном состоянии; задачи поступательного и вращательного оптимального движения упругих объектов с распределенными массами; разработка моделей оптимизации транспортирования объектов на технологическом участке с манипулятором.

Управление переносным движением упругого объекта в конечное состояние абсолютного покоя использовалось в виде:

$$u_e(t) = \frac{2pL}{T^2}\sin^{2n_1-1}(pt), \qquad (1)$$

где L – расстояние, на которое перемещается объект; T – время движения; $T = 2p\ /\ p$; $p = k/n$; n = 2, 3, 4, …; n_1 = 1, 2, 3, 4, …; k – частота собственных колебаний объекта. При n_1 = 1 из (1) следует:

$$u_e(t) = Lp^2 \sin pt/2p\ . \qquad (2)$$

Из (2) скорость и перемещение:

$$v_e(t) = Lp(1-\cos pt)/2p\ , \qquad s_e(t) = L(pt-\sin pt)/2p\ . \qquad (3)$$

Для нежестких объектов с сосредоточенными и распределенными массами использовались управления движением, теоретическое обоснование которых дано с привлечением теории моментов.

Найдено такое управление $u_e(t)$ переносным движением упругого объекта из исходного в конечное состояния абсолютного покоя, при котором выполняются моментные соотношения и движение реализуется за минимально возможное время T.

Необходимым и достаточным условием полного подавления колебаний в конечном состоянии переносного движения системы (например, с одной степенью свободы, с переменными состояниями: x_r, $\dot{x}_r$ - управляемые, s_e, $\dot{s}_e$, u_e, где $u_e = \dot{v}_e$ - управляющие переменные) из положения абсолютного покоя является выполнение моментных соотношений $\left(\int_0^T u_e(t)\cos ktdt = 0,\ \int_0^T u_e(t)\sin ktdt = 0\right)$, которые, для оптимального управления переносным движением, например, при n_1 = 1 с учетом p = k/n, T = 2π/p преобразуются к виду:

$$\cos 2np\ -1 = 0, \qquad \sin 2np\ = 0\,,$$

где n = 2, 3, 4,… Функция $s_e(t)$ является решением уравнения Эйлера $F_{s_e} - \frac{d}{dt}F_{\dot{s}_e} = 0$ для функционала $\int_0^T F(s_e, \dot{s}_e, t)dt$, т.е. уравнения $\frac{d^2 s_e}{dt^2} + p^2 s_e = \frac{Lp^3}{2p}t$ для функционала $\int_0^T \left(m\frac{\dot{s}_e^2}{2} - \frac{cs_e^2}{8} + m\frac{Lp^3}{2p}ts_e \right)dt$, стационаризуемого в программном движении.

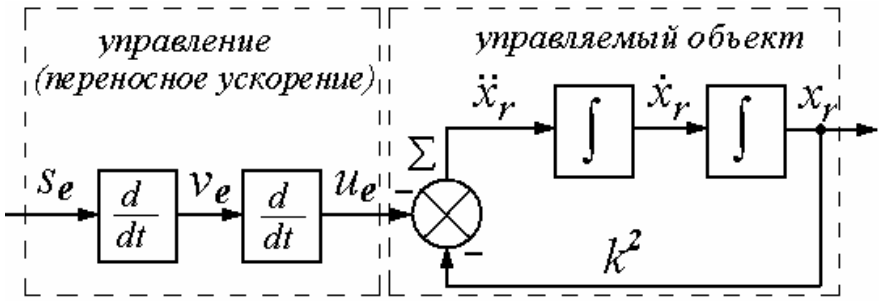


Рис. 1. Структурная схема управления переносным движением объекта

Объект с линейно-вязким сопротивлением (рис. 1) движется как эталонный согласно (3) при управлении вида:

$$u_e^*(t) = Lp\left(6p\sin pt + 4n_*\left(\cos pt - \cos 2pt\right)\right)/12p \ ,$$

где n_* - коэффициент сопротивления.

Исследовано оптимальное переносное поступательное движение нежесткой руки с распределенной массой с исключением колебаний в конце движения. Если период первого тона собственных изгибных колебаний в целое число раз меньше времени переносного поступательного движения T, то в конечной точке позиционирования нежесткой руки манипулятора наступает абсолютный покой. Колебания наблюдаются только в процессе движения. Поэтому в точке позиционирования исключаются погрешности, обусловленные изгибными колебаниями руки с распределенной массой.

Исследовано поведение рук как упругих систем с конечным числом степеней свободы при оптимальных переносных движениях (управление по ускорению) – с устранением колебаний в конце движения и достижением заданной скорости переносного движения. Управление осуществляется на временном интервале, согласованном с периодом основного тона колебаний перемещаемого упругого объекта. Найдены периоды собственных колебаний руки как упругой системы с конечным числом степеней свободы.

Исследованы колебания телескопической руки с конечным числом степеней свободы при различных законах оптимального поступательного переносного движения. Исследовано управление переносным движением упругих объектов малой жесткости с конечным числом степеней свободы, которое обеспечивает за конечное время достижение заданной скорости объекта и отсутствие колебаний в относительном движении; за время движения колебания нежесткого объекта отсутствуют (динамический коэффициент равен единице).

Найдено управление переносным движением упругого объекта из исходного состояния абсолютного покоя в конечное состояние относительного покоя, при

котором движение реализуется за минимально возможное время T и исключаются колебания упругого объекта в процессе его движения.

Это обеспечивается за счет выбора параметров управления: $T = 2\cdot\pi/k$; $u_0 = c\cdot x_{ст}/m$, где c – коэффициент жесткости упругого объекта; m – сосредоточенная масса; $x_{ст}$ – заданная величина статического деформирования.

Для системы с одной степенью свободы на первом временном интервале $T/2 \geq t > 0$ достигается перемещение $x_{ст}$; на втором – при $T/2+T_* \geq t > T/2$ система остается в относительном покое с деформацией $x_{ст}$, а затем при $T_*+T \geq t > T/2+T_*$ она возвращается в исходное недеформированное состояние. Время T соответствует периоду собственных колебаний объекта. Оптимальное переносное ускорение записывается с использованием функции Хевисайда:

$$u_e(t) = u_0\left(\frac{1}{2}\,Heaviside(t) + \frac{1}{2}\,Heaviside\left(t - \frac{T}{2}\right)\right) -$$

$$- u_0\left(\frac{1}{2}\,Heaviside\left(t - \left(\frac{T}{2} + T_*\right)\right) + \frac{1}{2}\,Heaviside\left(t - \left(T + T_*\right)\right)\right),$$

где T_* – время движения, при котором $u_e(t) = u_0 = const$; u_0 – максимальное значение ускорения.

Для систем с конечным числом степеней свободы колебания в конце движения устраняются по всем модам, если частоты собственных колебаний отличаются в целое число раз. Например, для системы с двумя степенями свободы следует $p_2 = r\cdot p_1$, где p_1, p_2 – соответственно частоты первого и второго тона колебаний; r – целое число.

Исследована возможность использования суперпозиции управлений на конечном временном интервале при движении нежесткой руки – оптимального переносного движения в конечное состояние абсолютного или относительного покоя с подавлением колебаний, обусловленных не нулевыми начальными условиями.

Найдена такая суперпозиция управлений переносным движением упругого объекта, которые за минимальное время обеспечивают подавление свободных колебаний объекта, обусловленных начальным возмущением, и достижение состояния абсолютного либо относительного покоя в конце переносного движения.

Общее управление: $u^*(t) = u_e(t) + u(t)$. В относительном движении (колебания) перемещение и скорость: $x^*(t) = x_r(t) + x(t)$, $v^*(t) = v_r(t) + v(t)$.

Колебания объекта, обусловленные не нулевыми начальными условиями, подавляются резонансным управлением (например, за один период колебаний), и за общее время движения достигается конечное положение абсолютного покоя.

Рассмотрен характерный случай перемещения объекта на РТУ.

Необходимо найти управления – функции $U_1(t)$, $U_2(t)$, закон движения объекта в полярной системе координат – функции r(t), φ(t), доставляющие экстремум (min) функционалу J при известных уравнениях движения и краевых условиях, которые на правом конце обеспечивают попадание объекта на прямую (транспортер) с заданным модулем и направлением скорости движущегося объекта.

Задача управления перемещением объекта в полярной системе координат с фиксированной точки на транспортер, лента которого движется с постоянной скоростью, решена в данном случае методом Ритца. Исходные данные: уравнения

движения объекта, критерий оптимальности, краевые условия и время движения; движение осуществляется по назначенным (предписанным) траекториям.

В сборочном и машиностроительном производствах наиболее часто встречаются технологические участки, состоящие из многопозиционного поворотного стола, двух или более манипуляторов, нескольких загрузочных устройств и отводящего конвейера. Исследовано оптимальное перемещение объектов по заданным траекториям движения. Управление найдено с использованием общего алгоритма решения обратной задачи динамики, когда на основании известных геометрических свойств движения находятся причины, его вызвавшие: задается траектория и движение по траектории, а находятся – силовые управляющие воздействия. В зависимости от вида оптимального управления (переносного ускорения) достигается как нулевая, так и заданная скорость центра масс схвата манипулятора в конце движения.

Исследовано оптимальное перемещение груза по траектории в виде окружности, заданной в декартовой системе координат; найдены усилия в приводах и зависимости площадей дроссельных отверстий от времени. Рассмотренные типы траекторий охватывают характерные случаи структурно - компоновочных схем расположения оборудования в РТУ.

Задачи перемещения объектов в соответствии с рассмотренной иерархией поиска управлений решены в три этапа: поиск управлений, прикладываемых к перемещаемому объект; расчет усилий в пневмоприводах, обеспечивающих оптимальное движение руки; определение законов изменения во времени площадей дроссельных отверстий пневмоприводов при оптимальном транспортировании груза.

Выводы.

1. На основании теории оптимального управления колебаниями деформируемых систем (метода моментов) обоснован выбор управления переносным движением упругих систем из начального в конечное состояния абсолютного покоя и показано, что управление системами с линейно-вязким сопротивлением осуществимо по эталонной системе (без сопротивления).

2. Впервые предложено оптимальное управление переносным движением упругих объектов (манипуляторов – в том числе) с динамическим коэффициентом, равным единице; в результате выбора параметров управления движением объектов с сосредоточенными и распределенными массами достигается требуемая скорость центра масс схвата и исключаются колебания манипулятора.

3. Установлено, что применение предложенных оптимальных управлений позволяет использовать манипуляторы конечной жесткости для транспортирования жестких и нежестких объектов с устранением колебаний схвата в точке позиционирования или достижением заданной скорости в конце движения (без потери производительности, обеспечиваемой жесткими манипуляторами). Анализ энергозатрат на выполнение рабочих операций манипуляторами показывает, что нежесткие манипуляторы менее энергоемкие.

Показано, что стабилизация жесткости телескопической руки при совмещении оптимального поступательного движения руки с ее выдвижением возможна путем вращения элементов поперечного сечения руки вокруг продольной оси.

4. Решены новые обратные задачи динамики, характерные при оптимизации транспортирования объектов на РТУ. С использованием систем компьютерной алгебры созданы математические модели для расчета параметров оптимальных управлений манипуляторами и усилий в пневмоприводах при перемещении объектов, которые

могут найти применение при обосновании геометрической конфигурации технологических участков с назначением траекторий движения объектов.

5. Рассмотренные оптимальные по быстродействию управления перемещением исполнительных устройств конечной жесткости с известными собственными частотами, предполагающие непосредственное устранение колебаний в конце движения (без специальных гасителей), могут найти эффективное применение для оптимального транспортирования упругих объектов во многих областях современной техники.

Решены характерные задачи оптимизации транспортирования объектов на РТУ. Разработаны модели функционирования типового технологического участка, на основании которых находятся оптимальные управления как усилия в приводах. При проектировании РТУ их структурно-компоно-вочные схемы расположения оборудования необходимо согласовывать с траекториями движения объектов.

Список литературы: **1**. Бохонский А.И., Варминская Н.И. Некоторые актуальные задачи механики манипуляторов минимальной массы // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Вып. 25: Междунар. сб. науч. тр. – Донецк: Изд-во ДонНТУ, 2003. – С. 34 – 38. **2**. Бохонский А.И., Варминская Н.И. Оптимальное управление перемещением груза телескопическим манипулятором с пневмоприводом // Вестн. СевГТУ. Сер. Автоматизация процессов и управление. – Севастополь, 2004. – Вып. 57. – С. 125 – 131. **3**.Бохонский А.И., Варминская Н.И. Моделирование захвата груза с транспортера телескопическим манипулятором с пневмоприводом // Оптимизация производственных процессов. Вып. 7: Сб. науч. тр. – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2004. – С. 17 – 23. **4**. Бохонский А.И., Варминская Н.И. Управление объектом при перемещении с одной траектории на другую // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Вып. 27: Междунар. сб. науч. тр. – Донецк: Изд-во ДонНТУ, 2004. – С. 36 – 42. **5**. Бохонский А.И., Варминская Н.И. Оптимальные движения нежесткой руки манипулятора // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Вып. 28: Междунар. сб. науч. тр. – Донецк: Изд-во ДонНТУ, 2004. – С.13 – 17. **6**. Бохонский А.И., Варминская Н.И. Некоторые задачи механики при проектировании манипуляторов минимальной массы // Сборка в машиностроении, приборостроении. Вып. 1.– Донецк: Изд-во ДонНТУ, 2004.– С.27 – 30.

Сдано в редакцию 18.04.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЛЕВИТАЦИОННОГО ТОЧЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ: ДИНАМИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ И ТЕХНИЧЕСКИЕ РЕШЕНИЯ

Бохонский А.И., Пашков Е.В. *(СевНТУ, Севастополь, Украина)*

Oscillatory processes and stability of movement of system "tool - detail" are analyzed at free processing thin-walled cylindrical preparations. Stability of static position of balance and movement of system "cutter - detail" is investigated. Mathematical models of free processing of thin-walled cylindrical details and disks are developed; management technical decisions of processing are given.

Анализируются колебательные процессы и устойчивость движения системы «инструмент - деталь» при левитационном точении тонкостенных цилиндрических заготовок и дисков. Исследована устойчивость квазистатического положения равновесия системы «резец - деталь». Разработаны математические модели левитационного точения тонкостенных цилиндрических деталей и дисков, даны технические решения управления процессом обработки.

Задачам моделирования динамики тонкостенных цилиндрических деталей при левитационном точении посвящены работы [1-4] и другие.

Оценка статической устойчивости процесса. Исследована одна из возможных наиболее простых форм потери устойчивости системы «резец - деталь», реализующейся в произвольный момент времени около исходного квазистатического положения равновесия в процессе обработки. Для системы «резец - деталь» в упругой среде оценка устойчивости положения равновесия основана на теореме Лагранжа-Дирихле. Найдено условие, при выполнении которого система статически устойчива относительно исходного положения равновесия.

Оценка устойчивости движения. Для составления дифференциальных уравнений движения системы (около положения статического равновесия) использовались уравнения Лагранжа второго ряда. В качестве обобщенных координат приняты: x - горизонтальное смещение резца, j - угол поворота обрабатываемой заготовки. Система линейных дифференциальных уравнений движения составлена с учетом упругой воздушной среды и линейно-вязкого сопротивления:

$$\left[(m_p + m_3)R - m_3R(b - j)^2\right]\ddot{x} + c_1Rx + k_1R\dot{x} - m_3R^2\dot{j}^2 - c_2j(b - j) - k_2\dot{j}(b - j) = 0,$$

$$\left[m_3{}^2R^2(b - j^2) - m_3(m_3 + m_p)R\right]\ddot{x} + bRm_3c_1x - c_1m_3Rxj + k_1m_3Rb\dot{x} - k_1m_3Rj_1\dot{x} -$$

$$m_3{}^2R^2b\dot{j}^2 + m_3{}^2R^2j\dot{j}^2 - c_2(m_3 + m_p)j - k_2(m_3 + m_p)\dot{x} = 0.$$

Характеристическое уравнение линеаризованной системы:

$$(p^2 + a_2p + a_1)(p^2 - a_6p + a^5) - (a_3 + a_4p)(a_7 + a_8p) = 0.$$

Корни уравнения найдены в MathCad (функция polyroots). Возможны случаи, когда вещественные части корней равны нулю; поэтому теорема Ляпунова об устойчивости по первому приближению не применима. Хотя среди корней линеаризованной системы появляются корни с положительной вещественной частью, но при этом, как показывает численный эксперимент в MahtCad, исходная нелинейная система устойчива.

Согласно теореме Ляпунова об устойчивости по первому приближению следует, что невозмущенное движение асимптотически устойчиво независимо от

членов выше первого порядка малости, так как вещественные части всех корней характеристического уравнения отрицательны.

В математической модели динамической подсистемы «инструмент – деталь» при автоматическом левитационном точении, представляющей собой систему существенно нелинейных обыкновенных дифференциальных уравнений, учтена динамическая характеристика трения, деформации заготовки, изменение массы и жесткости обрабатываемой заготовки в связи со снятием припуска. Главной целью исследований является учет влияния нелинейной характеристики трения на динамику левитационного точения тонкостенных цилиндрических заготовок.

Обобщенная характеристика трения задана в виде момента сил трения как функции относительной угловой скорости. Характеристика взаимодействия резца с деталью представлена в виде разложения в степенной ряд в окрестности установившегося вращательного движения.

Наибольшие трудности возникают при необходимости учета деформаций цилиндрической заготовки в процессе квазибесконтактного левитационного точения. Предполагается, что упругие перемещения стенки заготовки, вызванные ее деформацией, весьма малы по сравнению с общими перемещениями заготовки как твердого тела. Выполнено численное интегрирование системы нелинейных уравнений при варьировании в широких пределах начальных условий. При малом изменении массы заготовки, что характерно, например, для чистового точения тонкостенных деталей, параметрические колебания не существенны, и их можно не учитывать.

При левитационном точении, в случае учета в математических моделях характеристик трения, наблюдаются устойчивые и неустойчивые автоколебания, причем состояние системы непосредственно зависит от параметров характеристик трения и угловой скорости вращения обрабатываемой заготовки. В результате численного эксперимента находится такое значение угловой скорости, при котором в данной модели наблюдается по существу мгновенная и внезапная потеря динамической устойчивости.

Построены фазовые портреты устойчивых движений соответственно резца и детали: имеет место устойчивый центр и предельный цикл. Найдены критические угловые частоты вращения заготовки и определены условия, при которых наблюдается устойчивый режим точения. Запас динамической устойчивости может быть создан за счет выбора угловой скорости вращения детали и давления воздуха, от которого зависит внешнее трение.

В левитационном точении важно прежде всего обеспечить статическую устойчивость положения равновесия, которая предполагает наличие постоянного контакта резца с деталью и малые угловые перемещения детали и резца, обусловленные поворотом детали как твердого тела относительно точки контакта с резцом.

Динамика диска при левитационном точении. Схема точения диска в условиях левитации изображена на рис. 1. Система нелинейных дифференциальных уравнений динамики жесткого диска, составленная на основании теорем об изменении моментов количества движения диска при его вращении вокруг оси y и вокруг оси z, имеет вид:

$$J_y \frac{d^2 j}{dt^2} = -M_y(w - \dot{j}) - C_1 j - k_1 \frac{dj}{dt} + M_b, \qquad J_z \frac{d^2 a}{dt^2} = P_y a \cos a - C_2 a - k_2 \frac{da}{dt},$$

где $J_y = \frac{1}{2} m r^2 \cos^2 a + \frac{1}{4} m r^2 \sin^2 a$ – физический момент инерции диска, образующего в произвольный момент времени угол α с осью y, m – масса диска; r – радиус диска; φ, $\dot{j}$ – угол поворота и угловая скорость диска по отношению к установившемуся вращательному движению относительно оси y; $M_y(w - \dot{j})$ – обобщенная характеристика взаимодействия резца с деталью, которая используется в виде разложения в степенной ряд в окрестности установившегося вращательного движения:

$$M_y(\omega - \dot{\varphi}) = P_z a \cos\alpha - R'_{oz}(\omega - \dot{\varphi}) a^2 \cos^2\alpha + \frac{1}{2} R''_{oz}(\omega - \dot{\varphi})^2 a^3 \cos^3\alpha - \frac{1}{6} R'''_{oz}(\omega - \dot{\varphi})^3 a^4 \cos^4\alpha + \ldots,$$

где $R'_{oz}, R''_{oz}, R'''_{oz}$ – константы; ω – задаваемая угловая скорость вращения диска при точении; P_z – тангенциальная составляющая силы резания, которая вычисляется как $P_z = t_p k_z a_1 b_1$, t_p – касательное напряжение в условной плоскости сдвига материала обрабатываемой заготовки; k_z – безразмерный коэффициент стружкообразования; a_1, b_1 – толщина и ширина среза; C_1, C_2 – коэффициенты жесткости при вращении диска в упругом воздушном пространстве; k_1, k_2 – коэффициенты линейно-вязкого сопротивления среды; M_b – внешний вращающий момент; $J_z = \frac{mr^2}{4}$ – физический момент инерции диска относительно оси z, лежащей в плоскости диска. Обобщенная силовая характеристика взаимодействия режущего инструментам и диска в направлении оси y записывается так:

$$P_y = P_y^* - R'_{oy}(w - \dot{j}) a \cos a + \frac{1}{2} R''_{oy}(w - \dot{j})^2 a^2 \cos^2 a - \frac{1}{6} R'''_{oy}(w - \dot{j})^3 a^3 \cos^3 a + \ldots$$

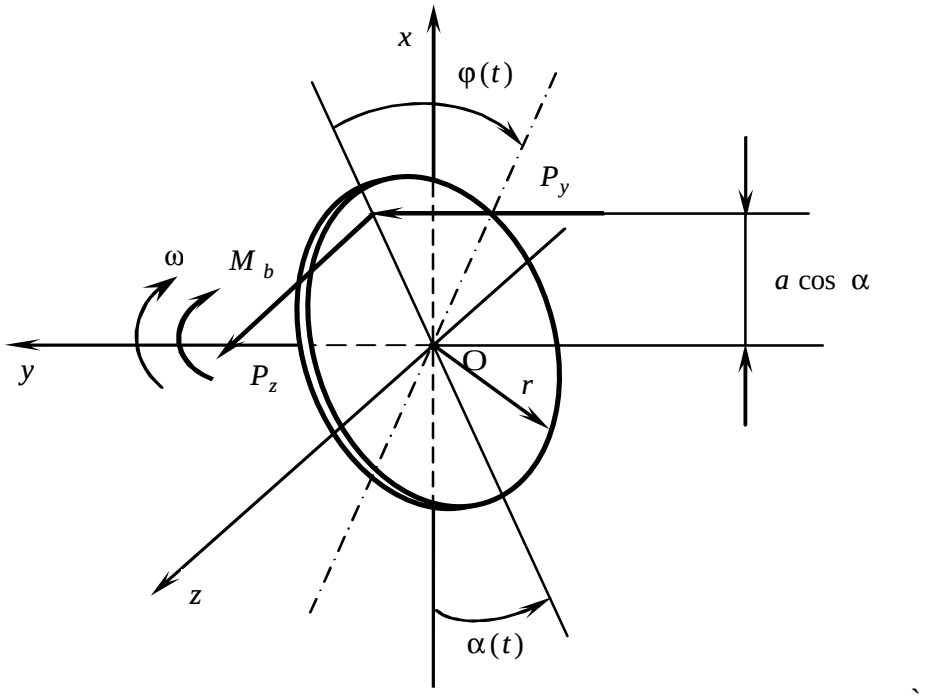


Рис. 1. Схема левитационной обработки диска

Численный анализ динамического поведения диска около установившегося положения равновесия при левитационном точении выполнен с использованием метода Рунге-Кутта (решение нелинейной системы уравнений в Mathcad).

Для бесконтактного базирования нежестких деталей типа « диск » предназначено устройство, изображенное на рис. 2.

Устройство выполнено на базе корпуса, содержащего фланец 7 для закрепления на технологическом оборудовании и планшайбу 10 с кольцевыми концентрическими канавками 4, в которых размещены кольцевые шихтованные зубчатые магнитопроводы 6 с полюсными наконечниками 9, Г-образые сердечники 11 с полюсными наконечниками 14 с фазными (например, трехфазными) катушками 8 и 13, соответственно.

Закрепление кольцевых магнитопроводов и сердечников в кольцевых канавках осуществляется с помощью держателей 5 в виде секторов, снабженных карманами 2 на поверхностях, обращенных к торцовой поверхности обрабатываемого диска 1 и соединенных каналами 3 с вакуум-насосом (на рис. 2 не показан). Защита катушек от несанкционированного воздействия осуществляется с помощью крышки 12.

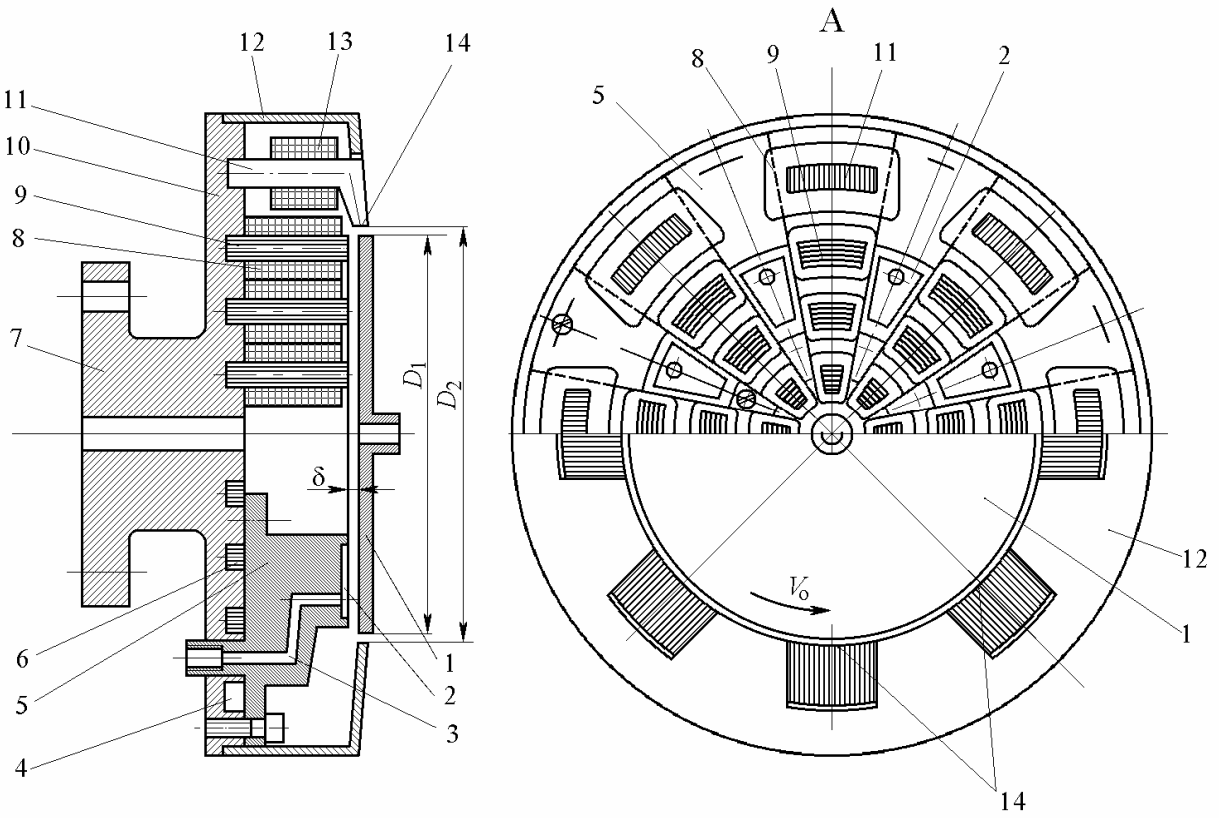


Рис. 2. Устройство для бесконтактного базирования нежестких деталей типа «диск»

Работает устройство следующим образом. Обрабатываемый диск 1 диаметром D_1 устанавливается в ложемент D_2, образованный полюсными наконечниками 14 сердечников 11 и поджимается к полюсным наконечникам 9 атмосферным давлением при создании вакуума в полостях 2 держателей 5, по сути своей являющихся вакуумными захватами. Запитыванием фазных катушек 8 трехфазным переменным напряжением возбуждаются магнитные поля, которые перемещаются по кругу (вращаются) и по радиусу в противоположные стороны. Под их действием в диске наводятся ЕДС и протекают трехфазные вихревые токи, взаимодействующие с магнитными потоками, проходящими через полюсные наконечники.

В результате создаются осевые силы отталкивания диска от полюсных наконечников 9 с образованием зазора δ, радиально направленные центрирующие силы, стремящиеся компенсировать действие силы тяжести диска, и силы, вызывающие вращение диска в направлении окружной скорости резания V_o.

Действие радиальной составляющей силы резания, стремящейся сместить диск, компенсируется соответствующей по величине направленной силой F, создаваемой при взаимодействии магнитных потоков, создаваемых катушками 13, с вихревыми токами в диске, возбуждаемыми магнитными потоками катушек 8, расположенных около сердечников 9.

Магнитные поля, создаваемые катушками 13, перемещаются (вращаются) по кругу синфазно с магнитными полями катушек 8. Изменением напряжения питания катушек 13 регулируется величина радиального силового воздействия на обрабатываемый диск. Кроме того, трехфазные обмотки катушек 13, сдвинутые в окружном направлении относительно друг друга на 120^o, создают дополнительный вращающий момент, аналогично асинхронным двигателям, а угловое расположение

полюсных наконечников 14 по отношению к обрабатываемому диску 1 обеспечивает создание дополнительной подъемной силы, действующей в осевом направлении и компенсирующей действие осевой составляющей силы резания.

В результате исследований доказана возможность использования периодического импульсного воздействия, которое, при условии исключения ударного резонанса, обеспечивает устранение радиальных перемещений цилиндрических деталей и тем самым снижение погрешностей обработки деталей, обусловленные их деформированием от силы резания. Предложена методика выбора формы ударного импульса и его периодов, при которых достигается непрерывное устойчивое положение равновесия левитационно обрабатываемой детали.

Достоверность результатов моделирования подтверждается сочетанием аналитических методов, основанных на компьютерной алгебре, и численных, в частности, при численном интегрировании дифференциальных уравнений.

Созданы модели динамики процесса обработки деталей малой жесткости, позволяющие учесть новые, ранее не нашедшие должного отражения при моделировании, факторы, которые существенно приблизили динамические модели к реальному процессу.

Впервые с позиций классической теории устойчивости движения А. М. Ляпунова дана оценка устойчивости движения систем «резец-деталь» при левитационном точении.

Список литературы: 1. Бохонский А. И. Моделирование динамики нежестких деталей при токарной обработке / А. И. Бохонский, Е. В. Пашков, А. А. Вожжов // Оптимизация производственных процессов: Сб. науч. тр. – Севастополь: Изд-во СевГТУ, 1999. – Вып.2. – С.22 – 27. 2. Бохонский А. И. Устойчивость движения системы «резец-деталь» при левитационном точении./ А. И. Бохонский, Е. В. Пашков, А. А. Вожжов // Оптимизация производственных процессов: Сб. науч. тр./ Севастоп. гос. тех. ун-т. – Севастополь: Изд-во СевГТУ, 2001. – Вып.4. – С.3 – 8. 3. Бохонский А. И. Импульсная стабилизация радиальных перемещений цилиндрических оболочек при токарной обработке / А. И. Бохонский, Е. В. Пашков, А. В. Голубев // Оптимизация производственных процессов: Сб. науч. тр. – Севастополь: Изд-во СевГТУ, 2000. – Вып.3. – С.41 – 46. 4. Пашков Е.В. Выбор параметров управления вибрационным точением при бигармонических и пилообразных колебаниях инструмента // Вестник СевГТУ: Автоматизация процессов и управление. – Севастополь: Изд-во СевГТУ, 1997. – Вып.7. –С. 39 – 44.

Сдано в редакцию 18.04.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВИБРОУДАРНОЙ ОБРАБОТКИ УЛЬТРАЗВУКОВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ С ПРОМЕЖУТОТОЧНЫМ БОЙКОМ

Вагапов И.К., Ганиев М.М. *(КГТУ им. А.Н.Туполева, Казань, Россия.)*

Methods of the theory of vibraresistant system of treatment by ultrasound tool with an unfixed striker is considered as extorted fluctuations of a double mass system with two strike joints. Amplitude frequency and phase frequency characteristics are calculated by ultrasound

vibraresistant system under the technological stress. Resistance to strike fluctuations is studied according to constractural parameters of the tool and the conditions of treatment. The resistance of resonance frequency of ultrasound transmitter is stated to be independent from the strength of press up to the level of resistance.

Методами теории виброударных систем обработка ультразвуковым инструментом с незакрепленным ударником рассматривается как вынужденные колебания двухмассовой системы с двумя ударными стыками. Рассчитаны амплитудно-частотные и фазочастотные характеристики ультразвуковой виброударной системы под технологической нагрузкой, исследована устойчивость ударных колебаний в зависимости от конструктивных параметров инструмента и условий обработки. Установлена независимость резонансной частоты ультразвукового преобразователя от усилия прижима вплоть до порога устойчивости. Определены параметры (сила прижима, частота возбуждения) наиболее эффективного режима обработки, при котором достигается максимум передачи акустической энергии в обрабатываемую среду. Показано, что резонансная частота преобразователя под нагрузкой не совпадает с максимумом амплитудно-частотной характеристики ударника, поэтому традиционная система автоподстройки частоты на резонанс преобразователя не способна обеспечить возбуждение колебаний виброударной системы на частоте наиболее производительного режима обработки.

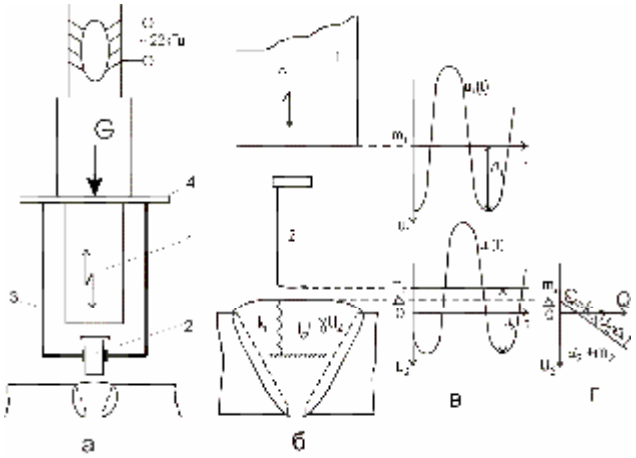


Рис.1. Схема ультразвукового инструмента (а); схема зоны обработки (б); развертки колебаний волновода и ударника (в); силовая характеристика контакта ударника с обрабатываемым изделием. Обозначения приведены в тексте.

Снижение остаточных сварочных напряжений с помощью локального вибрационного воздействия позволяет повысить прочность и надежность сварного соединения [1]. Как показано в работе [2], выравнивание и перераспределение остаточных сварочных напряжений определяется числом циклов и амплитудой деформации, вызванной вибрационным воздействием. Для вибрационной обработки сварных швов успешно применяются однобойковые [3,4] и многобойковые [5,6] ультразвуковые ударные инструменты, в которых механическое воздействие вибратора передается через промежуточный боек, совершающий колебания в зазоре между ультразвуковым преобразователем и изделием (Рис.1а). Высокочастотные ударные нагрузки, локализованные в зоне (пятне) контакта ударника с заготовкой, вызывают не только релаксацию остаточных напряжений в сварном шве, но и создают сжимающие напряжения в поверхностном слое металла [6].

Особенностью ультразвуковых виброударных систем с промежуточным инструментом, не имеющим жесткой связи с ультразвуковым преобразователем, является возможность установления субгармонических и непериодических колебаний ударника [3,4], наряду с виброударным режимом на частоте возбуждения [5,6]. Установлено [5], что в изделии распространяются изгибные упругие волны с частотой равной частоте колебаний ультразвукового преобразователя, что свидетельствует об устойчивости виброударного режима на частоте возбуждения. Отмечается наличие оптимальных режимов обработки в зависимости от силы прижима или величины установленного зазора между ударником и изделием, массы и размера свободного ударника, а также других конструктивных и технологических параметров [7].

В данной работе методами теории виброударных систем [8] ультразвуковая обработка инструментом с незакрепленным ударником рассматривается как вынужденные колебания двухмассовой виброударной системы с двумя ударными парами. Исследуется влияние технологической нагрузки (массы ударника, жесткости обрабатываемого изделия, силы прижима) на амплитудно-частотные и фазочастотные характеристики ультразвукового преобразователя, устойчивость ударных колебаний на частоте возбуждения. Определены параметры наиболее эффективного режима обработки, при котором достигается максимум передачи акустической энергии в обрабатываемую среду.

Схема инструмента для ультразвуковой ударной обработки представлена на Рис.1а. Магнитострикционный преобразователь 1, имеющий крепежный фланец 4 в узле продольных колебаний волновода-концентратора прижимается статической силой G к ударникам 2 (на схеме показан один ударник). Ударники заключены в обойму 3 и имеют свободный ход вдоль оси колебаний волновода. Обработка изделия производится ударниками, колеблющимися в зазоре между вибрирующим торцем волновода и поверхностью изделия. Как известно [8], величина зазора зависит от установившегося режима колебаний. Таким образом, механическое воздействие источника ультразвуковых колебаний передается обрабатываемой среде через два ударных стыка. В работе [5] показано, что в многобойковом инструменте обработка происходит попеременно то одним, то другим ударником, в то время как все остальные ударники, кроме одного, не участвуют в обработке. Поэтому будем рассматривать колебания только одного ударника.

Используя понятие оператора динамической податливости [8], запишем уравнения продольных смещений торца волновода-концентратора $u_1(t)$ и ударника $u_2(t)$:

$$u_1(t) = L_1(w)P_1(t) - L_1(w)\Phi(u_v, \dot{u}_2) + L_1(0)G, \quad (1)$$

$$u_2(t) = L_2(w)\Phi(u_v, \dot{u}_2) - L_2(w)Q(u_2, \dot{u}_2), \quad (2)$$

где $u_v(t) = u_1(t) - u_2(t)$ - относительное смещение контактирующих поверхностей волновода и ударника, $L_n(w)$ (здесь n=1,2) – операторы динамической податливости, связывающие смещение $u_n(t)$ с внешними силами, приложенными к контактирующим поверхностям волновода и ударника. Следуя [8], считаем, что вынуждающая сила $P_1(t) = P\cos wt$ действует на торец волновода-концентратора, возбуждаемого

магнитострикционным или пьезоэлектрическим преобразователем, $w = 2pf$, где f - частота генератора ультразвука. Функции $\Phi(u_v, \dot{u}_v)$ и $Q(u_2, \dot{u}_2)$ описывают силу ударного взаимодействия ударника с волноводом и обрабатываемым изделием соответственно. Вычитая из уравнения (1) уравнение (2) получим уравнение относительного движения поверхностей контакта волновода и ударника:

$$u_v(t) = L_1(w)P_1(t) - [L_1(w) + L_2(w)]\Phi(u_v, \dot{u}_v) + L_1(0)G + L_2(w)Q(u_2, \dot{u}_v), \tag{3}$$

Основываясь на методе гармонического баланса [8], будем искать решения уравнений (1)-(3) в виде:

$$u_n(t) = m_n + a_n \exp[i(wt - j_n)], \qquad \text{n=1,2, v,} \tag{4}$$

где a_1, a_2, a_v есть амплитуды, j_1, j_2, j_v - фазы абсолютных и относительных колебаний волновода и ударника, m_1, m_2, m_v - постоянные составляющие смещений.

Проведем гармоническую линеаризацию ударных функций:

$$\Phi(u_v, \dot{u}_v) = f_0(m_v, a_v) + [k(m_v, a_v) + iwd(m_v, a_v)]a_v \exp[i(wt - j_V)], \tag{5}$$

$$Q(u_2, \dot{u}_2) = g_0(m_2, a_2) + [q(m_2, a_2) + iwg(m_2, a_2)]a_2 \exp[i(wt - j_2)], \tag{6}$$

где $f_0(m_v, a_v)$ и $g_0(m_2, a_2)$ есть статические составляющие сил контактного взаимодействия, $k(m_v, a_v)$ и $q(m_2, a_2)$ - гармонические коэффициенты упругости, $d(m_v, a_v)$ и $g(m_2, a_2)$ - гармонические коэффициенты вязкости ударного взаимодействия в стыках.

Контактные поверхности волновода и ударника прирабатываются в процессе эксплуатации ультразвукового инструмента, поэтому их соударение будем моделировать приближением контактного взаимодействия с бесконечно большой жесткостью [8]. В этом случае гармонические коэффициенты ударной функции (5) будут иметь вид:

$$f_0(m_v, a_v) = G, \qquad k(m_v, a_v) = \frac{2G}{a_v}, \qquad d(m_v, a_v) = 0. \tag{7}$$

Подставляя (4)-(7) в уравнения (1)-(3) и разделяя осциллирующие и постоянные компоненты получим для относительных колебаний контактирующих поверхностей:

$$a_v \exp(-ij_V) = L_1(w)P\{1 + L_2(w)[q(m_2, a_2) + iwg(m_2, a_2)]\}L_0^{-1}(w), \tag{8}$$

для абсолютных колебаний рабочего торца волновода:

$$a_1 \exp(-ij_1) = L_1(w)P\{1 + L_2(w)[k(m_v, a_v) + q(m_2, a_2) + iwg(m_2, a_2)]\}L_0^{-1}(w), \tag{9}$$

для абсолютных колебаний ударника:

$$a_2 \exp(-i j_2) = -L_1(w) P L_2(w) k(m_v, a_v) L_0^{-1}(w), \tag{10}$$

где $L_0(w) = 1 + [L_1(w) + L_2(w)]k(m_v, a_v) + L_2(w)[1 + L_1(w)k(m_v, a_v)][q(m_2, a_2) + iwg(m_2, a_2)]$

Для постоянных составляющих смещений из уравнений (1), (2) получим:

$$m_1 = -L_1(0) f_0(m_v, a_v) + L_1(0) G \tag{11}$$

$$m_2 = L_2(0) f_0(m_v, a_v) - L_2(0) g_0(m_2, a_2) \tag{12}$$

Рассматривая выходную ступень волновода–концентратора 1 (см. Рис.1) как стержень постоянного сечения четверть–волновой длины, запишем оператор динамической податливости $L_1(w)$ с точностью до членов второго порядка малости по величине коэффициента поглощения ультразвука c в материале волновода [9]:

$$L_1(w) = \frac{c}{ESw} \cdot \frac{\frac{1}{2}\sin 2z - z\,(c/4p)^2 - i(c/4p)(z + \frac{1}{2}\sin 2z)}{\cos^2 z + ((c/4p) z \sin z)^2} \tag{13}$$

Здесь $z = wl/c$, S и l есть площадь поперечного сечения и длина выходной ступени волновода от крепежного фланца 4 до рабочего торца (см. Рис.1), E и c - модуль Юнга и скорость распространения ультразвука в материале волновода.

Поскольку геометрические размеры ударника много меньше длины волны ультразвука, будем рассматривать ударник как сосредоточенную массу M с оператором динамической податливости в виде [8]:

$$L_2(w) = -1/Mw^2 \tag{14}$$

Приравнивая действительные и мнимые члены в правой и левой частях уравнений (8)-(10), получим выражения для действительных U_n и мнимых V_n частей операторов динамической жесткости виброударной системы:

$$\frac{P}{a_v}\cos j_v = \frac{\mathrm{Re}\, L_1}{L_1^2} + k\left[1 + \frac{L_2}{L_1^2}\frac{\mathrm{Re}\, L_1(1 + L_2 q) - \mathrm{Im}\, L_1 L_2 wg}{(1 + L_2 q)^2 + (L_2 wg)^2}\right] \equiv U_v(w), \tag{15}$$

$$\frac{P}{a_v}\sin j = -\frac{\mathrm{Im}\, L_1}{L_1^2} - k\frac{L_2}{L_1^2}\frac{\mathrm{Re}\, L_1 L_2 wg + \mathrm{Im}\, L_1(1 + L_2 q)}{(1 + L_2 q)^2 + (L_2 wg)^2} \equiv V_v(w), \tag{16}$$

$$\frac{P}{a_1}\cos j_1 = \frac{\mathrm{Re}\, L_1}{L_1^2} + k - k^2 L_2 \frac{1 + L_2(q + k)}{[1 + L_2(q + k)]^2 + (L_2 wg)^2} \equiv U_1(w), \tag{17}$$

$$\frac{P}{a_1}\sin j_1 = -\frac{\mathrm{Im}\, L_1}{L_1^2} + k^2 L_2 \frac{L_2 wg}{[1 + L_2(q + k)]^2 + (L_2 wg)^2} \equiv V_1(w), \tag{18}$$

$$\frac{P}{a_2}\cos j_2 = -\frac{\mathrm{Re}\, L_1}{L_1^2} - \left(\frac{1}{L_2} + q\right) - \frac{\mathrm{Re}\, L_1(1 + L_2 q) + \mathrm{Im}\, L_1 L_2 wg}{k L_1^2 L_2} \equiv U_2(w), \tag{19}$$

$$\frac{P}{a_2}\sin j_2 = \frac{\mathrm{Im}\,L_1}{L_1^2} - wg - \frac{\mathrm{Re}\,L_1 L_2 wg - \mathrm{Im}\,L_1(1+L_2 q)}{kL_1^2 L_2} \equiv V_2(w), \tag{20}$$

Здесь $L_1^2 = \mathrm{Re}^2 L_1(w) + \mathrm{Im}^2 L_1(w)$. В формулах (15)-(20) опущена зависимость гармонических коэффициентов от амплитуды и постоянной составляющей смещения, а также зависимость операторов динамической податливости от частоты ультразвука.
Возводя в квадрат и складывая левые и правые части уравнений (15)-(16) с учетом подстановки $k = 2G/a_v$ и пренебрегая малыми диссипативными членами выше второй степени $(\mathrm{Re}^2 L_1(w) >> \mathrm{Im}^2 L_1(w)$ и $L_2^2(w)w^2 g^2(m_2, a_2) << 1)$ получим приближенное выражение для амплитуды относительных колебаний:

$$a_v = -2G\left[\mathrm{Re}\,L_1(w) + \frac{[1+L_2(w)q(m_2,a_2)]L_2(w)}{[1+L_2(w)q(m_2,a_2)]^2 + L_2^2(w)w^2 g^2(m_2,a_2)}\right] + P\,\mathrm{Re}\,L_1(w), \tag{21}$$

Упруго-диссипативное взаимодействие ударника с обрабатываемым изделием будем описывать моделью упругого ограничителя (см. Рис.2б,г) с учетом потерь энергии при ударах в рамках классической стереомеханической теории удара [10]. При этих допущениях гармонические коэффициенты упругого взаимодействия ударной функции (6) имеют вид [8]:

$$g_0(m_2,a_2) = \frac{k_0 a_2}{p}(\sqrt{1-a^2} - a\arccos a), \tag{22}$$

$$q(m_2,a_2) = \frac{k_0}{p}(\arccos a - a\sqrt{1-a^2}), \tag{23}$$

где k_0 - статическая жесткость упругого ограничителя, установленного с зазором или натягом, равным Δ. Здесь $a = (\Delta - m^2)/a_2$. Диссипативную составляющую ударной функции (6) представим в виде [10]:

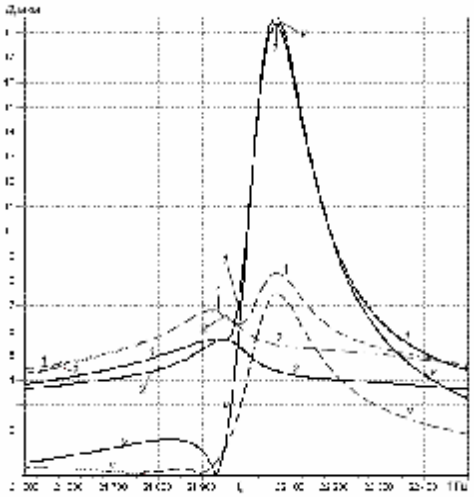


Рис.2. Амплитудно-частотные характеристики волновода и ударника. АЧХ волновода a1 обозначена цифрой 1, АЧХ ударника a2 обозначена цифрой 2, АЧХ относительных колебаний av обозначена буквой v. Сплошные линии построены для силы прижима G=100 Н, штриховые – для G=200 Н. Пунктирными линиями обозначены области неустойчивых колебаний.

$$g(m_2, a_2) = 2p\,\frac{1-R}{1+R}\cdot\frac{g_0^2(m_2, a_2)}{Mw^3 a_2}, \tag{24}$$

где R - коэффициент восстановления скорости ударника при соударении с изделием. Как показано в [11], зависимость гармонического коэффициента жесткости (23) от амплитуды хорошо апроксимируется выражением:

$$q(m_2, a_2) = \frac{2g_0(m_2, a_2)}{a_2 + g_0(m_2, a_2)/k_0}, \tag{25}$$

Из уравнения (12) с учетом предельного перехода в выражении (7) $\lim_{w\to 0} L_2(w) = -\infty$ следует, что постоянные составляющие сил контактного взаимодействия в ударных стыках равны статической силе прижима ультразвукового инструмента к поверхности изделия: $g_0(m_2, a_2) = f_0(m_v, a_v) = G$.

Исключая из уравнений (19) и (20) тригонометрические функции, получим уравнение для определения амплитуды колебаний ударника через динамическую жесткость системы:

$$\frac{P^2}{a^2} = U_2^2 + V_2^2, \tag{26}$$

Подставляя сюда гармонические коэффициенты силового взаимодействия ударника с изделием в виде (24), (25) с подстановкой $g_0(m_2, a_2) = G,$ а также гармонический коэффициент жесткости контактного взаимодействия ударника с волноводом $k(m_v, a_v) = 2G/a_v,$ где a_v задается уравнением (21), получим алгебраическое уравнение шестой степени для определения амплитуды колебаний ударника a_2:

$$Ta_2^6 + 2TXa_2^5 + (TX^2 - S)a_2^4 - 2YSa_2^3 + (Z - Y^2S)a_2^2 + 2ZYa_2 + ZY^2 = 0, \tag{27}$$

с зависящими от частоты ультразвука w коэффициентами:

$$S = P^2 + \frac{4p\ \mathrm{Im}\,L_1(w)G^2}{w^2M(\mathrm{Re}^2\,L_1(w) + \mathrm{Im}^2\,L_1(w))}\cdot\frac{1-R}{1+R}, \qquad T = \left(\frac{P}{2L_2(w)G}\right)^2,$$

$$X = \frac{G}{k_0} + 2GL_2(w), \qquad Y = \frac{G}{k_0}, \qquad Z = \left(\frac{pPG(1-R)}{w^2M(1+R)}\right)^2, \tag{28}$$

Процедура построения резонансных характеристик колебательной системы реализована в компьютерной программе и состоит в следующем. Разбивая резонансный диапазон последовательностью значений частоты ультразвука w_i, для каждого значения w_i вычисляем коэффициенты (28) при неизвестной переменной a_2 в уравнении (27) и находим действительные положительные корни этого уравнения.

Совокупность полученных решений уравнения (27) представляет собой по сути множество точек амплитудно–частотной характеристики ударника. Полученное для заданной частоты w_i значение корня a_2 подставляем в выражения (15)-(25) и по формулам:

$$a_n = \frac{P}{\sqrt{U_n^2(w) + V_n^2(w)}}, \qquad j_n = \operatorname{arctg}\frac{V_n(w)}{U_n(w)}, \quad (n = 1,2,v), \tag{29}$$

находим соответствующие этой частоте точки амплитудно–частотных и фазочастотных характеристик (АЧХ и ФЧХ) абсолютных и относительных колебаний волновода и ударника. Расчеты проводились со следующими значениями параметров, характерных для ультразвукового инструмента, использованного в [6,12]: $P = 510$ Н, $l = 5.9 \cdot 10^{-2}$ м, $E = 2 \cdot 10^{11}$ Н/м2, $S = 5 \cdot 10^{-4}$ м2, $c = 5.2 \cdot 10^{3}$ м/с, $c = 0.05$, $R = 0.56$, $M = 3 \cdot 10^{-3}$ кг (ударник из закаленной стали диаметром 5 мм, высотой 20 мм с радиусом кривизны рабочей поверхности порядка 20 мм), $k_0 = 8 \cdot 10^{7}$ Н/м. Оценка статической контактной жесткости k_0 получена на основании аппроксимации закона Герца, хорошо описывающего соударение сферических тел, линейной зависимостью силы контактного взаимодействия от деформации, что справедливо для ударных пар с плотным прилеганием приработанных поверхностей [8]. Дискретность шага расчетов по частоте составляет 10 Гц в резонансной полосе частот шириной 1 кГц с центром на собственной частоте магнитострикционного преобразователя равной f0=21986 Гц. На каждом шаге расчета проверялась устойчивость периодических решений с помощью энергетического критерия устойчивости [8], преобразованного к виду:

$$[U_v(w)\,\mathrm{Re}\,L_1(w) - V_v(w)\,\mathrm{Im}\,L_1(w)] > 0, \tag{30}$$

Результаты расчетов представлены на Рис. 2-5, где неустойчивые ветви резонансных характеристик отмечены пунктирными линиями.

В рамках используемой модели [10] можно провести сравнительную оценку эффективности различных режимов ультразвуковой ударной обработки исходя из величины работы деформации, совершаемой ударником под действием силы контактного взаимодействия (6) с гармоническими коэффициентами (22)-(25). Согласно модели ударного взаимодействия Рис.1г, ударник внедряется в поверхность изделия на глубину $a_2 - (\Delta - m_2) = a_2(1 - a)$, вызывая упруго-пластическую деформацию материала в поверхностном слое. Как показано в [11], энергия теряемая ударником в каждом акте соударения пропорциональна величине:

$$A \cong k_0 a_2^2 (1 - a)^2, \tag{31}$$

Параметр a, входящий в (31), вычисляется как корень трансцендентного уравнения (22) для заданного значения $g_0(m_2, a_2) = G$ и найденного из (27) значения a_2. При расчетах учтем, что для режимов ударной обработки, т.е. с отрывом ударника от поверхности изделия, параметр a изменяется в пределах от –1 до 1, а величина натяга,

создаваемого статической нагрузкой G в стыке ударника с изделием есть $\Delta = -G/k_0$. На Рис.5 представлены зависимости параметров a и A (31) от частоты ультразвука при различных величинах статической нагрузки. Расчеты показывают, что наибольшая эффективность обработки ультразвуковым инструментом, описанным в [6,12] достигается при $G = 250$ Н, когда работа деформации максимальна и сохраняется устойчивость колебаний ударника на частоте возбуждения ультразвука.

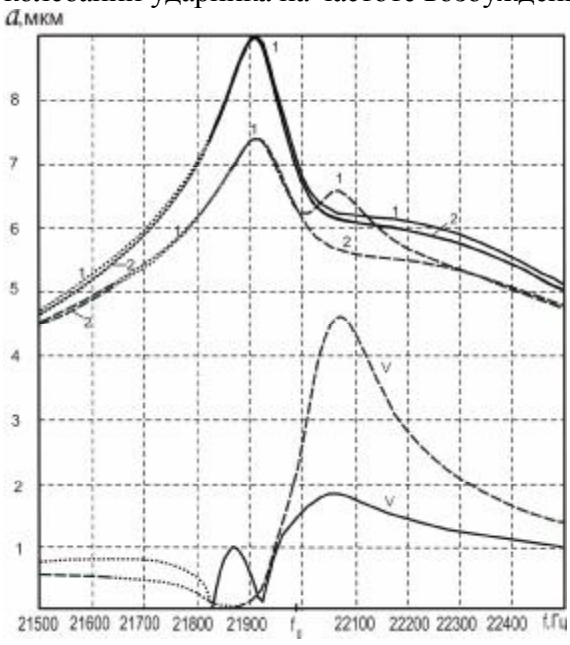


Рис.3. То же что и на Рис.2. Сплошные линии построены для силы прижима G=250 Н, штриховые – для G=220 Н

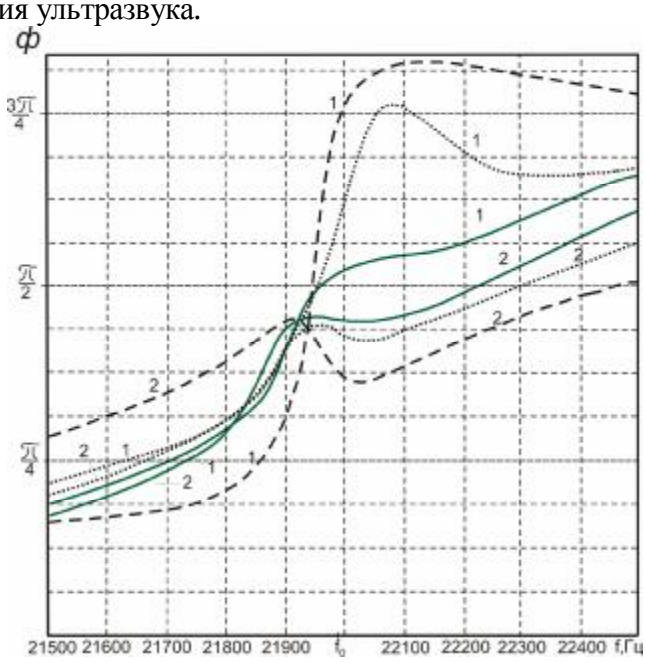


Рис.4. Фазочастотные характеристики волновода (кривые 1) и ударника (кривые 2). Сплошные линии построены для силы прижима G=250 Н

Отметим характерные особенности динамики ультразвуковой виброударной системы с подвижным промежуточным ударником, которые вытекают из анализа результатов расчетов:

1. Как видно из графиков амплитудно-частотных характеристик на Рис.2-4, с увеличением статической силы прижима амплитуда колебаний ультразвукового преобразователя довольно быстро уменьшается, а амплитуда колебаний ударника сравнительно медленнее возрастает. Соответственно возрастает работа деформации изделия, совершаемая ударником за счет энергии, получаемой от ультразвукового преобразователя (Рис.5).

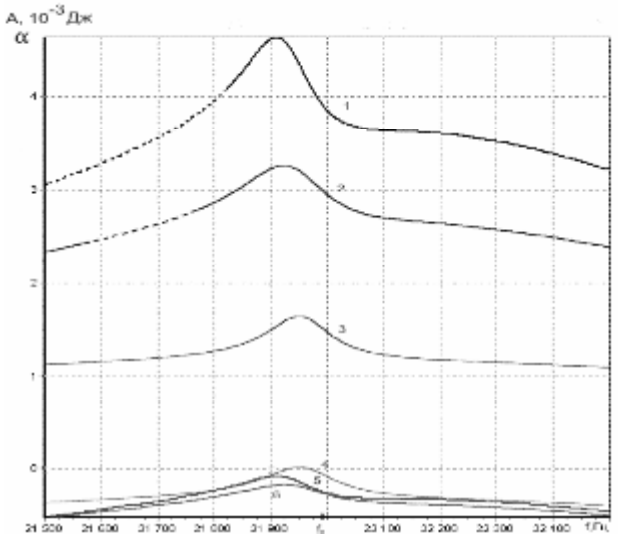


Рис.5. Графики зависимости работы деформации A при ударе (кривые1,2,3) и параметра α (кривые 4,5,6) от частоты ультразвука. Графики 1 и 5 построены для силы прижима G =250 Н, графики 2 и 6 - для силы

прижима G =200 Н, графики 3 и 4 построены для силы прижима G=100Н.

Пунктирными линиями обозначены области неустойчивых колебаний.

С увеличением силы прижима АЧХ преобразователя трансформируется из остро резонансной кривой в двугорбую с неустойчивостью в дорезонансной области. При G ~230Н низкочастотный пик двугорбой кривой становится выше высокочастотного, а дальнейшее увеличение силы прижима возвращает АЧХ преобразователя к пикообразной форме с максимумом смещенным в область низких частот (Рис.3). Когда усилие прижима приближается к рассчитанному в [8] пороговому значению G=P/2=255Н, преобразователь и ударник совершают синфазные колебания с равными амплитудами, т.е. их контактирующие поверхности движутся совместно в попутном направлении и стык между ними замыкается (См. Рис.3 и 4 для G=250Н). При усилиях прижима свыше порогового область неустойчивых колебаний охватывает практически весь резонансный диапазон частот, поэтому эффективность обработки резко падает [7].

2. Фазочастотные характеристики Рис. 4 свидетельствуют, что в области частот ниже резонанса торец волновода и ударник совершают синфазные колебания (двигаются в попутном направлении), при этом амплитуда их относительных колебаний a_v мала (см. Рис. 3, 4). По мере увеличения частоты возбуждения и прохождения частоты антирезонанса, определяемой условием $[1+L_2(q+k)]^2+(L_2wg)^2=0$ в уравнении (17), фазовый угол j_1 резко возрастает, колебательное движение торца волновода относительно ударника приобретает фазовый сдвиг и в момент соударения они двигаются навстречу друг другу.

3. При усилиях прижима ниже порога устойчивости (см. Рис.2 и Рис.3 для $G=230$ Н) максимум амплитуды колебаний ударника лежит по частоте на 120-160 Гц ниже пика АЧХ преобразователя. Учитывая тот факт, что максимум работы А, совершаемой ударником (Рис.5) совпадает по частоте с максимумом амплитуды колебаний ударника a_2 (Рис.2,3), можно сделать заключение, что стандартная система автоподстройки частоты, настроенная на поддержание максимума амплитуды ультразвукового преобразователя под нагрузкой, не сможет обеспечить установление наиболее эффективного режима виброобработки.

4. По рисункам 2-4 четко прослеживается независимость резонансной частоты ультразвукового преобразователя от усилия прижима вплоть до порога устойчивости. Кроме того, результаты расчетов по варьированию значений параметров M и k_0, которые мы здесь не приводим из ограниченности объема статьи, предсказывают слабую зависимость резонансной частоты от массы и геометрии ударника, что отмечено в работе [3]. Эти особенности обнаружены экспериментально в работах [3-5,7], что дало основание авторам сделать заключение о том, что промежуточный ударник служит средством уменьшения технологической нагрузки на ультразвуковой преобразователь с целью обеспечения эффективной, стабильной работы виброударной системы.

В заключение отметим, что полученные результаты позволяют определять оптимальные режимы обработки в зависимости от конструктивных параметров ультразвукового инструмента, технологических условий обработки и механических свойств изделий.

Список литературы:1. Вишняков Я.Д., Пискарев В.Д. Управление остаточными напряжениями в металлах и сплавах. М.: Металлургия, 1989. 254с. **2.** Волоховская О.А., Лукин Л.В., Пановко Г.Я. Моделирование процесса снижения остаточных напряжений в зоне сварного стыка при вибрационной обработке // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2002. №3. с. 72-78. **3.** Прокопенко Г.И., Лятун Т.А. Исследование

режимов поверхностного упрочнения с помощью ультразвука //Физика и химия обработки материалов. 1977. №3. с.91-95 **4.** Киселев М.Г., Савицкий С.С. Исследование режимов работы технологической акустической системы с подвижным инструментом // Приборостроение. 1989. № 11. с. 93-98. **5.** Бадалян В.Г., Казанцев В.Ф., Статников Е.Ш., Шевцов Е.М. Механизм ультразвуковой ударной обработки сварных соединений // Машиностроение. 1980. №5. с. 10-19. **6.** Вагапов И.К., Ганиев М.М., Шинкарев А.С. Исследование влияния ультразвуковой ударной обработки на значение и распределение остаточных напряжений в сварной заготовке // Изв. ВУЗов. Авиационная техника. 2005. №2. с. 56-59. **7.** Артемьев В.В., Клубович В.В., Сакевич В.Н. Ультразвуковые виброударные процессы. Мн.: БНТУ, 2004. 258 с. **8.** Бабицкий В.И. Теория виброударных систем. М., «Наука». 1978. 352 с. **9.** Вагапов И.К., Клубович В.В. Теоретическое и экспериментальное исследование ультразвуковой микроковки // Физика и химия обработки материалов. 1995. №3. с. 100-107. **10.** Асташев В.К., Тресвятский А.Н. Об изгибно-угловых колебаниях виброударной системы с распределенными параметрами. //Машиноведение. 1980. №5. с. 10-19. **11.** Асташев В.К. Нелинейная динамика ультразвуковых технологических машин. Автореферет докт. дисс., М., Институт машиноведения РАН. 2000. с. 34. **12.** Шестаков С.Д., Ганиев М.М. Ультразвуковой виброударный инструмент. Патент РФ №2259912. Бюл. №25, 2005.

Сдано в редакцию 10.05.06
Рекомендовано д.т.н. Бутенко В.И.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Витренко В.А., Воронцов Б.С., Кириченко И.А., Лейба А.В., Пилипенко В.Н.
(ВНУ им. В.Даля, г.Луганск, Украина)

The article investigates profiling of grinding wheels produced from a workpiece of "one–cavity hyperboloid" type. Peculiarities of such instrument production depending on production types has been shown.

Основной задачей проектирования инструмента, основанного на схемах формообразования 3-го класса для финишной обработки зубчатых колес, является определение профиля, как наружной поверхности, так и профиля боковых витков этого инструмента.

Профиль боковой поверхности такого зуба представляет собой кривую линию, описать которую можно при помощи теории зубчатых зацеплений [1]. При определении профиля инструмента теория зацепления рассматривает вопросы получения поверхности зуба при помощи сопряженной поверхности, а на практике образование сопряженной поверхности получается при помощи метода обкатки, причем не поверхностями, а линиями, представляющими собой режущие кромки инструмента.

При определении профиля инструмента исследователи принимают ряд допущений, которые искажают правильный теоретический профиль [2]. В результате получается зацепление цилиндрического зубчатого колеса с эвольвентным профилем зубьев с червячным шлифовальным кругом. Поэтому профилирование и изготовление абразивного

инструмента должно осуществляться в пространственном станочном зацеплении, что позволяет избежать погрешностей профиля такого инструмента и максимально приблизиться к теоретической форме.

В рассматриваемой работе авторы находят профиль гиперболоидного инструмента для финишной обработки зубчатых колес в пространственном станочном зацеплении. В этом случае необходимо оси шлифовального круга и обрабатываемого зубчатого колеса повернуть под определенным углом, привести в согласованное вращение и дать подачу зубчатому колесу вдоль своей оси. В результате таких движений форма наружной поверхности шлифовального круга получается в виде однополостного гиперболоида вращения, а профиль зубьев такого инструмента располагается в плоскости, перпендикулярной образующей однополостного гиперболоида (рис.1).

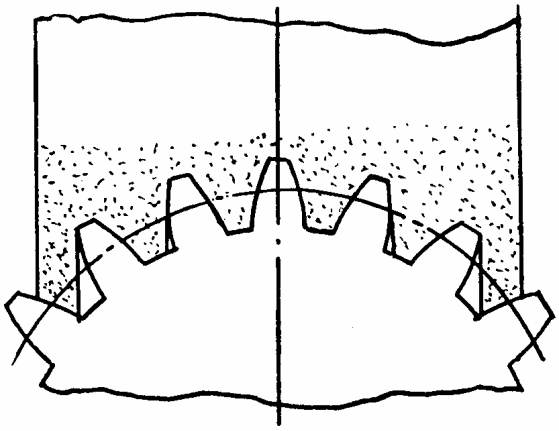


Рис.1. Профилирование абразивного гиперболоидного инструмента

Такой инструмент позволяет при помощи метода обкатки формировать зубья цилиндрических зубчатых колес. Естественно, такая геометрия инструмента и кинематика процесса обработки позволяет значительно повысить производительность обработки зубьев зубчатых колес, так как инструмент получается многозаходным. Схема обработки зубчатых колес при помощи такого инструмента имеет вид (рис.2).

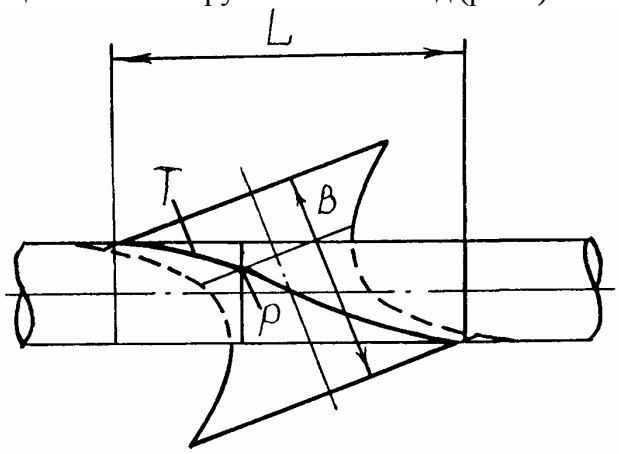


Рис.2. Способ обработки зубьев цилиндрического зубчатого колеса

Возникает вопрос нахождения профиля такого инструмента в теоретическом виде. Для этого найдем огибающую поверхности обрабатываемого зубчатого колеса в ее относительном движении вдоль прямолинейной образующей однополостного гиперболоида:

$$X_2 = x_1(\cos j_1 \cos j_2 + \cos g \sin j_1 \sin j_2) + y_1(-\sin j_1 \cos j_2 + \\ + \cos g \cos j_1 \sin j_2) - z_1 \sin g \sin j_2 + A_w \cos j_2;$$

$$Y_2 = x_1(\cos g \sin j_1 \cos j_2 - \cos j_1 \sin j_2) + y_1(\sin j_1 \sin j_2 + \\ + \cos g \cos j_1 \cos j_2) - z_1 \sin g \cos j_2 - A_w \sin j_2;$$

$$Z_2 = x_1 \sin g \sin j_1 + y_1 \sin g \cos j_1 + z_1 \cos g;$$

$$f_1 = (U_{21} \cos g - 1)[y_1 y_1' + x_1'(x_1 - r)] - z_1 U_{21} \sin g (y_1' \cos j_1 + x_1' \sin j_1) - \\ - A_w U_{21} \cos g (y_2' \sin j_1 - x_1' \cos j_1).$$

Здесь: x_1, y_1, x_1', y_1' - определяются в зависимости от профиля обрабатываемого зуба цилиндрического зубчатого колеса.

В последнее время возросло количество работ по синтезу сопряженных поверхностей зубьев цилиндрических передач с учетом показателей работоспособности [5-7]. Современные компьютерные технологии позволяют осуществлять интерактивный динамический синтез передач с визуальным многокритериальным анализом показателей работоспособности [8,9].

При интерактивном синтезе в уравнения профиля зубьев цилиндрического колеса $\bar{r}_i = \bar{r}_i(l, X, Y)$ и показателей работоспособности, кроме текущего параметра l, входят векторы координат управляющих элементов $X = (x_{p0}, x_{p1}, x_{p2}, x_{p3})$, $Y = (y_{p0}, y_{p1}, y_{p2}, y_{p3})$. Это позволяет управлять профилем зуба с помощью курсора прямо на экране монитора и одновременно визуально анализировать динамически изменяемые графики показателей работоспособности передач. Наиболее подходящий профиль можно использовать при определении огибающей поверхности зубьев гиперболоидного инструмента.

Порядок дальнейшего решения рассмотрим на примере эвольвентной передачи. Для этого разбиваем вдоль оси гиперболоидного колеса координаты z_2 на равные части, затем задаем угол профиля эвольвенты от 1^0 до 60^0 через интервал, равный 1^0 и решаем это уравнение для каждого угла профиля эвольвенты. Затем отыскиваем угол поворота обрабатываемого цилиндрического колеса и по точкам касания отыскиваем профиль гиперболоидного шлифовального круга. В этих уравнениях межосевое расстояние, передаточное отношение и угол скрещивания осей принимается для каждой схемы станочного зацепления цилиндрического колеса с гиперболоидным шлифовальным кругом.

После закалки цилиндрических зубчатых колес необходимо устранить погрешности и закалочные деформации, полученные зубьями колеса во время термической обработки. В этом случае необходимо получить стабильное и высокое качество зуба, которое в значительной мере зависит от качества абразивного инструмента и технологии обработки зубчатых колес.

В промышленности зубья колес обрабатывают при помощи метода обкатки, который является самым точным и производительным методом обработки зубчатых колес. При этом обрабатываемое зубчатое колесо смещается в осевом направлении относительно цилиндрического абразивного червяка для того, чтобы боковые стороны зуба шлифовались по всей ширине зубчатого колеса. Существующая технология позволяет вести обработку зуба колеса при помощи абразивного червяка, при которой между инструментом и колесом имеется точечное касание, что снижает производительность

обработки из-за термоперегрузки на обрабатываемом колесе. Кроме того, профилирование червячного шлифовального круга, как правило, осуществляется при плоском станочном зацеплении.

В работе рассматривается шлифование зубьев цилиндрических зубчатых колес при помощи многозаходных шлифовальных кругов на зубошлифовальных станках, работающих по методу обкатки. При этом возникает вопрос правки шлифовальных кругов. Этот процесс может осуществляться при помощи различных методов. Так, например, в массовом или крупносерийном производстве для выкатывания гиперболоидных шлифовальных кругов изготовляется алмазный накатник, геометрия и профиль которого полностью соответствуют геометрии и профилю цилиндрического зубчатого колеса, которое подлежит обработке. Схема такой обработки показана на рис.3а.

Для правки шлифовальных кругов в единичном и мелкосерийном производстве способ, представленный на рис.3а, не годится, т.к. имеет высокую себестоимость, поэтому предлагаются методы, показанные на рис.3б и рис.3в. По схеме (рис.3б) производится правка витков шлифовального круга. Изготавливаемый гиперболоидный шлифовальный круг закрепляется на шпинделе станка, который поворачивается на угол γ, зависящий от числа зубьев (витков) круга, модуля и делительного диаметра шлифовального круга в горловом сечении. Дисковый инструмент закрепляют на вращающемся столе станка таким образом, чтобы он вращался вокруг своей оси, расположенной параллельно верхней поверхности стола, а средняя плоскость вращения дискового инструмента проходит через диаметр стола станка. При перечисленных выше движениях дисковый инструмент работает аналогично резцу летучке, при помощи которого нарезают червяки и червячные колеса. Меняя расстояние дискового инструмента от оси стола станка, можно при помощи одного и того же дискового инструмента профилировать гиперболоидные шлифовальные круги разной геометрии. По схеме, представленной на рис.3в, профилируют наружную поверхность гиперболоидных шлифовальных кругов. Изменяя расстояние резца летучки от оси вращения стола станка, получают наружную поверхность гиперболоидных шлифовальных кругов разной геометрии.

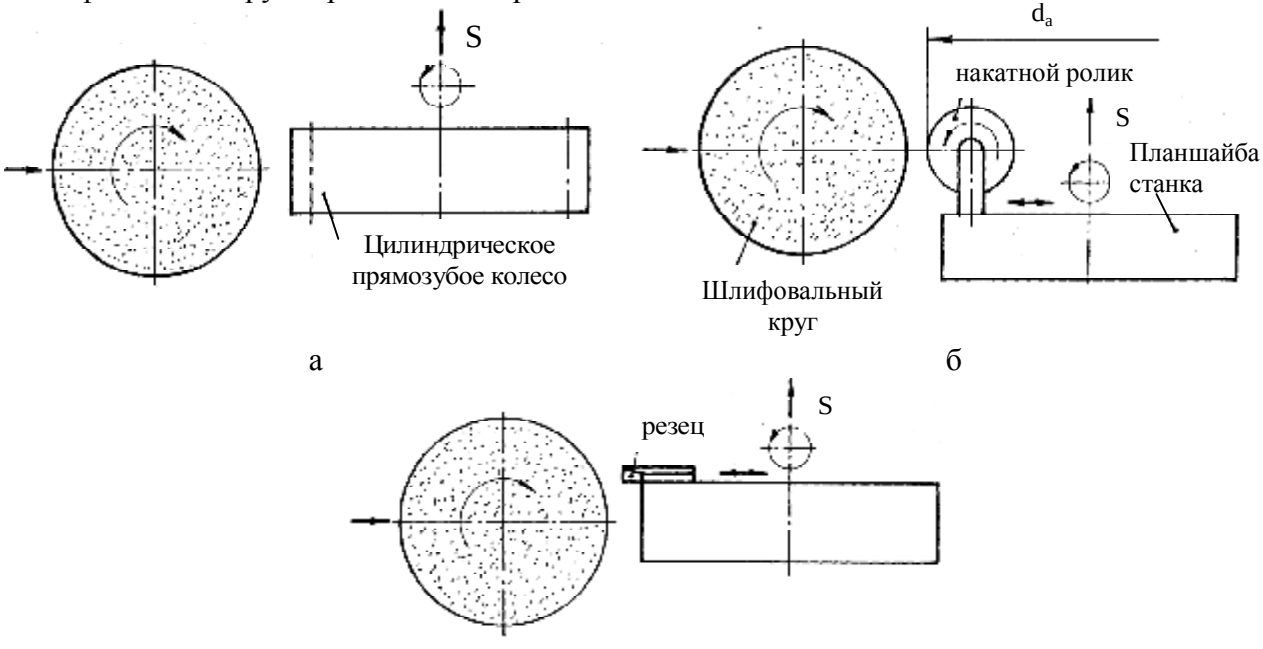


Рис.3. Схемы профилирования и правки абразивных шлифовальных кругов.

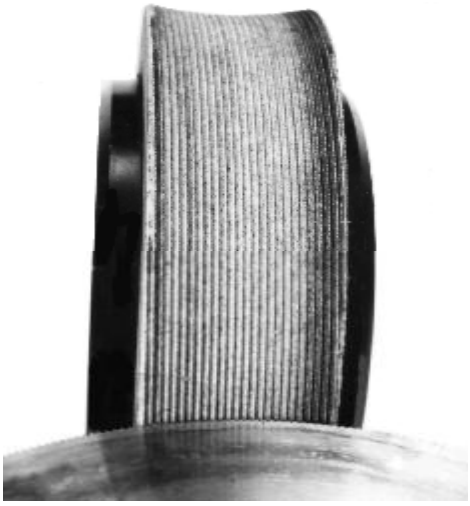


Рис.4. Шлифование зубьев при помощи гиперболоидного круга.

Так, при помощи описанной выше технологии изготовления шлифовальных кругов для мелкосерийного производства, был изготовлен шлифовальный круг со следующими параметрами: $m_n=1$ мм., $z_2=20$ (число заходов шлифовального круга), d_d =270 мм. – диаметр делительной окружности, $y=4^0 15'$ - угол наклона витка шлифовального круга. При этом гитара деления зубошлифовального станка настраивалась по следующей зависимости: $k/z_2/z_1=48*27/100*25$. Здесь: k – характеристика станка; $z_1=270$ – количество зубьев обрабатываемого колеса.

Ширина шлифовального круга определялась по следующей зависимости: $B=270 \cdot tg4^0 15' = 20$ *мм*.

При помощи полученного шлифовального круга были обработаны зубья цилиндрических прямозубых зубчатых колес с $m_n=1$ *мм* и числом зубьев $z_1=270$. Схема обработки зубьев при помощи полученного круга представлена на рис.4.

Выводы.

1. В аналитическом виде получен профиль гиперболоидного многозаходного шлифовального круга, описываемый при помощи цилиндрического зубчатого колеса в пространственном станочном зацеплении.
2. Разработаны технологические методы изготовления многозаходных гиперболоидных шлифовальных кругов, зависящие от вида производства.
3. Многозаходные гиперболоидные шлифовальные круги получены методом обкатки на существующих зубошлифовальных станках.
4. Разработаны практические рекомендации, а также отработана технология окончательной обработки зубьев при помощи гиперболоидного, обкатного шлифовального инструмента.

Список литературы: **1.** Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. Изд.2-е, перераб. и доп. – М.: Наука, 1968. – 584 с. **2.** Кириченко И.А. Создание гиперболоидных передач с линейным контактом зубьев на базе специальных режущих инструментов. Дисс. … докт. техн. наук. – Луганск, 2004. – 350 с. **3.** Родин П.Р. Проектирование и производство режущего инструмента. [Учеб. пособие для вузов специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты»]. Изд.2-е, перераб. и доп. – К.: Техника, 1968. – 358 с. **4.** Родин П.Р., Климов В.И. Технология изготовления зуборезного

инструмента. – К.: Техника, 1982. – 207 с. **5.** Шишов В.П., Носко П.Л., Ткач П.М., Філь П.В. Високонавантажені циліндричні передачі з двоопукло-ввігнутими зубцями: Монографія. - Луганськ: Вид-во СНУ ім..В.Даля, 2005. – 216 с. **6.** Павлов А.И. Современная теория зубчатых зацеплений. – Харьков: ХНАДУ, 2005. – 100 с. **7.** Иванова И.С. Геометрическое моделирование сопряженных поверхностей и автоматизированный контроль состояния инструмента: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. 05.01.01/Мелитополь. 2002. – 19 с. **8.** Воронцов Б.С., Бочарова И.А. Компьютерное управление геометрией зубьев зубчатых колес и зуборезных инструментов// Збірник наукових правь. Київського національного університету технологій та дизайну (спецвипуск): Міжвідомчий науково-технічний збірник. – К.: ДОП КНУТД, 2005 – С.184-189. **9.** Воронцов Б.С., Витренко В.А., Бочарова И.А., Кириченко И.А. Моделирование гиперболоидных инструментов с использованием CAD – систем // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем// Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. №17, 2005. – С. 318-323.

Сдано в редакцию 30.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

РОТОРНЫЙ ЭКСКАВАТОР ПОПЕРЕЧНОГО КОПАНИЯ С ТЕЛЕСКОПИЧЕСКОЙ СТРЕЛОЙ

Гаврюков А.В. *(ДонНАСА г. Макеевка Украина)*

The paper deals with a design of a wheel excavator of cross excavating type equipped with a telescope boom and its advantages in comparison with existing machines of this sort

Введение. Установлено, что потери рабочего времени роторного экскаватора с выдвижной стрелой при переходе к разработке нового блока составляют 3-5%, с не выдвижной при переходе от подуступа к подуступу 6-8% [1].

Экскаватор с выдвижной стрелой целесообразно применять при селективной разработке пропластков или в условиях передвижения его по относительно слабым грунтам.

Одним из эксплуатационных удобств роторного экскаватора с выдвижной стрелой является возможность разработки забоя стружкой равной толщины по окружности забоя с постоянной скоростью поворота. Приведенные зависимости $k_1 = f(S)$ [1] выгодно характеризует это. Поддерживая постоянно толщину срезаемого слоя полезного ископаемого вдоль груди забоя можно добиться минимально-постоянных затрат энергии на единицу объема разрабатываемого материала.

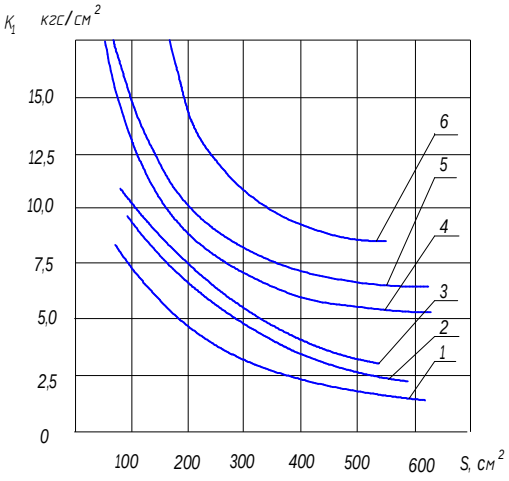


Рис.1. Зависимости удельного усилия резания k_1 от площади S поперечного сечения стружки, срезаемой ковшами роторного экскаватора, для грунтов и пород с различным показателем крепости: 1 — легкие пылеватые суглинки; 2 — мел (=19 кгс/см^2); 3 — мел (=19 кгс/см^2); 4 — бурый уголь; 5 — углистый алевролит; 6 — каменный уголь

При разработке полезного ископаемого роторным экскаватором с не выдвижной стрелой такого эффекта добиться удается не всегда.

Цель работы: используя последние конструкторские разработки и теоретические исследовании в области конвейерного транспорта предложить и исследовать конструкцию роторного экскаватора поперечного копания с улучшенными параметрами.

Задачи: рассмотреть один из вариантов предложенной конструкции роторного экскаватора поперечного копания в сравнении с роторным экскаватором с выдвижной стрелой как более универсального; дать основные понятия о транспортирующем устройстве предлагаемом на усовершенствованной конструкции; исследовать устойчивость предложенной конструкции.

Основное содержание и результаты работы. Роторный экскаватор с телескопической стрелой по своим эксплуатационным возможностям способен подменить роторный экскаватор с выдвижной стрелой.

На рис.2 приведен роторный экскаватор с телескопической стрелой, на рис.3 роторный экскаватор с выдвижной стрелой.

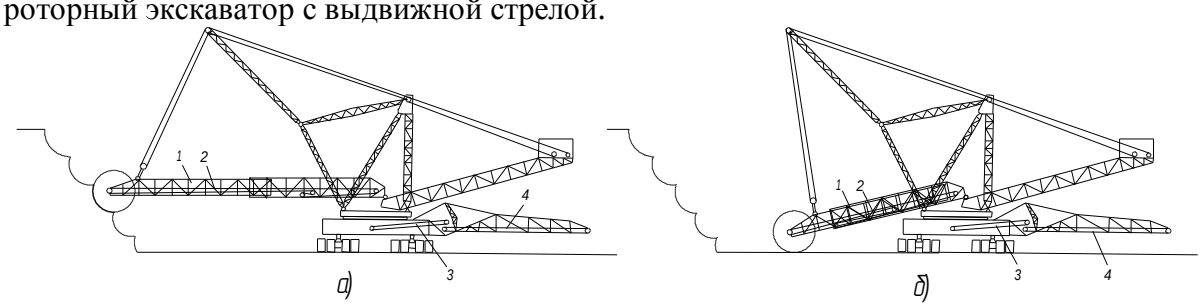


Рис. 2. Роторный экскаватор поперечного копания с телескопической стрелой: а) при выдвинутой стреле, б) при втянутой стреле.

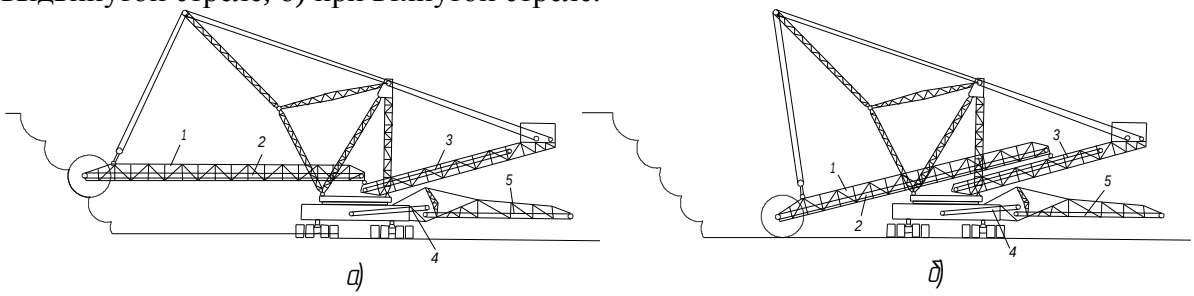


Рис. 3. Роторный экскаватор поперечного копания с выдвижной стрелой: а) при выдвинутой стреле, б) при втянутой стреле.

В первом случае (рис.2) радиус захвата экскаватора изменяется за счет телескопичности стрелы 1. Конструктивной особенностью роторного экскаватора с телескопической стрелой является: применение составной стрелы 1 способной изменять свою длину во время работы при помощи телескопических гидроцилиндров; использование в качестве конвейера стрелы 2 ленточный конвейер, работающий при изменяющейся длине. Транспортируемый материал от рабочего органа поступает на ленточный конвейер, работающий при изменяющейся длине 2, перегружается на промежуточный конвейер 3 и далее на разгрузочный конвейер 4.

Во втором случае (рис.3) радиус захвата экскаватора изменяется за счет втягивания стрелы 1. Транспортируемый материал от рабочего органа поступает на ленточный конвейер 2, перегружается на конвейер консоли противовеса 3, далее на промежуточный конвейер 4 и конвейер разгрузочной консоли 5. Экскаваторы такого класса выпускаются Чехией, США, Германией.

Сравнивания конструкции роторных экскаваторов не трудно заметить, что в первом случае из транспортной цепочки исключается один конвейер в сравнении со вторым случаем.

Успешное внедрение в производство ленточного конвейера работающего при изменяющейся длине [2] позволяет решить задачу создания экскаватора с телескопической стрелой.

Ленточный конвейер работающий при изменяющейся длине (рис.3) представляет собой полустационарную установку способную изменять длину транспортирования во время работы состоящую из концевого барабана 1, лебедки телескопа 2, электроконтактного манометра 3, гидродатчика 4, тяговых канатов телескопического устройства 5, обводных роликов для каната 6 подвижной каретки телескопического устройства 7, неподвижного барабана 8, приводных барабанов 9, выносного барабана 10. При изменении длины телескопической стрелы изменяется и длина конвейера, причем все это происходит во время его работы. Возникающий скачек натяжения в ленте распространяется по контуру конвейера и через канатно блочную систему телескопического устройства повышает или понижает давление в гидродатчике который воздействует на элекроконтактный манометр. Замыкаемые контакторы гидродатчика включат пусковую аппаратуру лебедки телескопического устройства заставляя выпасовывать либо запасовывать ленту до тех пор пока давление в системе натяжения ленты не установится заданным.

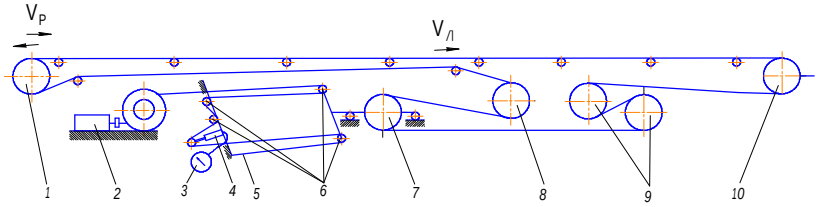


Рис.4 Схема ленточного конвейера работающего при изменяющейся лине

Выполненные теоретические исследования касающиеся возникающего скачка натяжения в ленте во время изменения длины транспортирования работающего конвейера [3,4], а также промышленные испытания такого конвейера подтверждают его работоспособность. В результате машинных расчетов установлено, что скачек натяжения в ленте не превышает 10% от номинального в месте возмущения (в данном случае на концевом барабане).

При проектировании землеройной техники одним из основных разделов расчета является расчет на устойчивость проектируемой машины. Выполним сравнительный анализ устойчивости существующей и предлагаемой нами техники.

Проектируя роторные экскаваторы поперечного копания наиболее неблагоприятное положение равнодействующей всех сил действующих на вращающуюся часть $\sum P$ (касательной силы копания P_K, силы тяжести ротора G_P, стрелы ротора с грунтом $g_{C+Г}$, переднего и заднего пилонов $G_1 \ldots G_5$, противовесной стрелы $G_{ПР.}$ и противовеса $g_{ПР.}$) определяют из двух расчетных положений:

первое – равнодействующая выходит вперед относительно плоскости проходящей через ось поворотного круга перпендикулярной к оси роторной стрелы (ближе к ротору), стрела занимает горизонтальное положение и максимально вытянута в сторону забоя рис.5;

второе - равнодействующая выходит назад (ближе к противовесу), стрела максимально опущена вниз рис.6.

Рассмотрим, воспользовавшись методом веревочного многоугольника [1], как изменяется положение равнодействующей всех сил $\sum P$ при изменении радиуса захвата роторного экскаватора с телескопической и с выдвижной стрелой.

Метод расчета с помощью веревочного многоугольника показан на рис. 5,6, где О — произвольный полюс, *1* — произвольно направленный луч. От точки *К* вертикально, в масштабе отложены силы тяжести и внешние нагрузки, действующие на экскаватор последовательно слева направо до пересечения с лучом 9 направления к началу последней силы — силы тяжести противовеса. К началу каждой силы проведены лучи *1—9.* Луч 10 является замыкающим в веревочном многоугольнике.

Параллельно этим лучам из произвольной точки проводим линии веревочного многоугольника *1*—10, на схеме экскаватора. Из точки пересечения луча 2 многоугольника с направлением силы $P_к$ проводится продолжение луча *1* до пересечения с лучом 10 проведенного из точки пересечения луча 9 с направлением силы $g_{пр}$. Точка пересечения луча *1* с лучом 10 дает координату места положения равнодействующей всех сил действующих на вращающуюся часть $\sum P$.

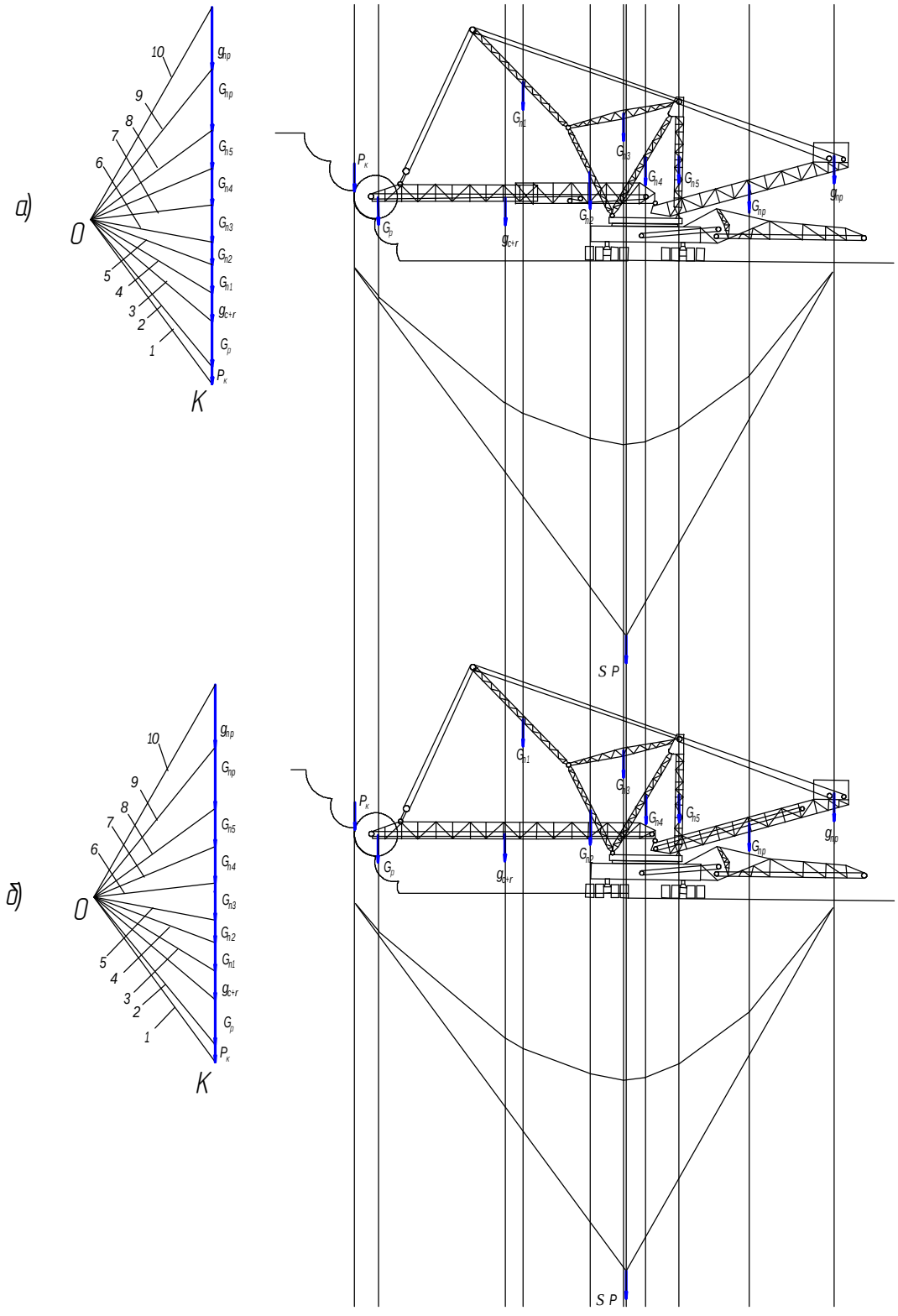


Рис. 5. Схема к определению эксцентриситета равнодействующей вертикальных нагрузок, действующих на вращающуюся часть экскаватора, способом веревочного многоугольника для первого расчетного положения

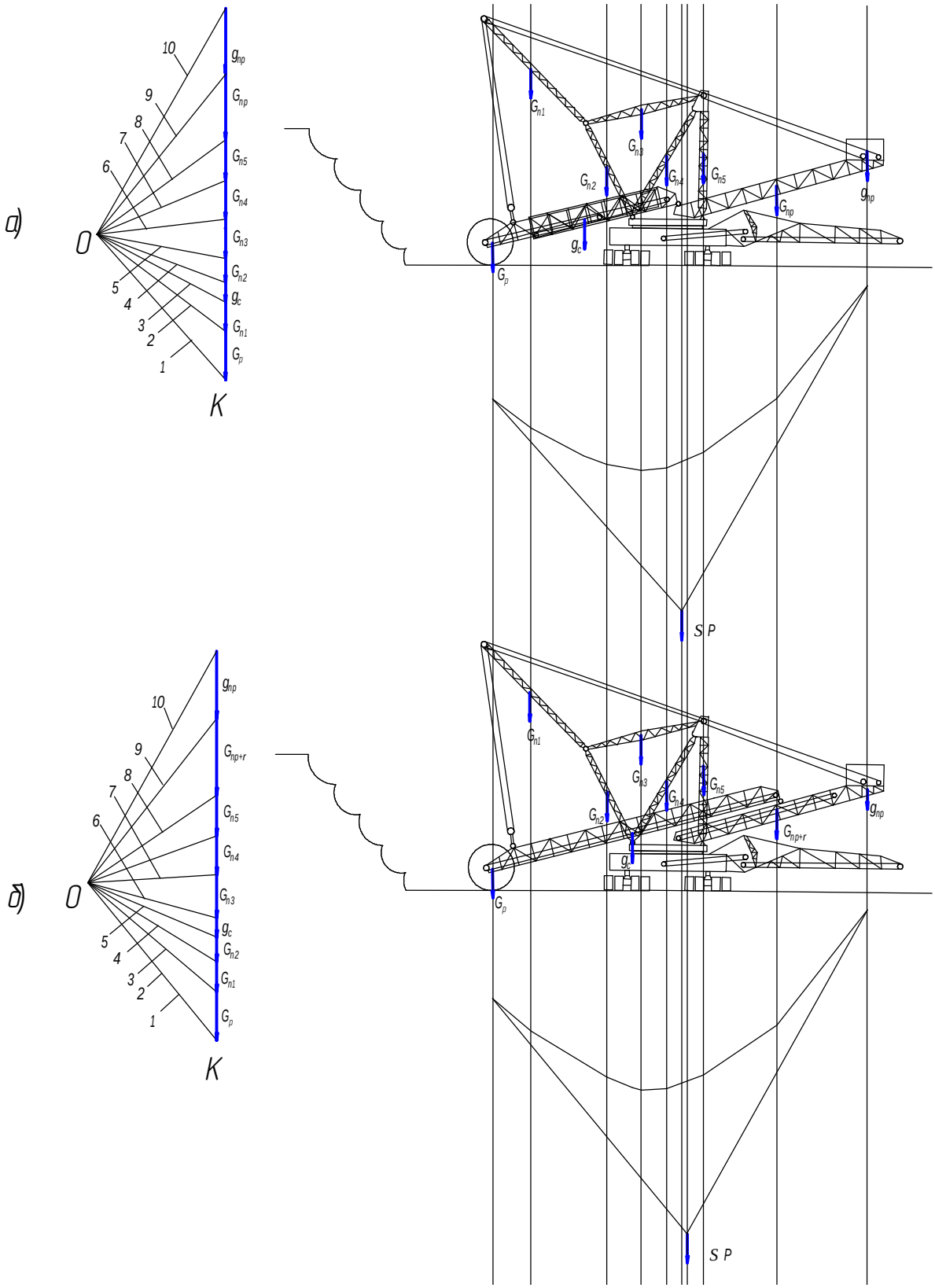


Рис. 6. Схема к определению эксцентриситета равнодействующей вертикальных нагрузок, действующих на вращающуюся часть экскаватора, способом веревочного многоугольника для второго расчетного положения

Со схемы приведенной на рис.6 во втором расчетном положении видно, что положение равнодействующей всех сил у экскаватора с телескопической стрелой находится ближе к оси опорно-поворотного круга, а это значит, что коэффициент устойчивости будет выше, чем у экскаватора с выдвижной стрелой.

Выводы

Роторный экскаватор с телескопической стрелой:

-при переходе к разработке нового блока, переходе от подуступа к подуступу затрачивает на 3 % времени меньше чем роторный экскаватор с не выдвижной стрелой;

- целесообразно применять при селективной разработке пропластков или в условиях передвижения его по относительно слабым грунтам.

- за счет разрабатывания забоя стружкой равной толщины (меньшего удельного усилия резанья) имеет меньший удельный показатель затрат энергии на единицу произведенной продукции чем роторный экскаватор с не выдвижной стрелой того же класса;

- заменяя роторный экскаватор с выдвижной стрелой, имеет на один ленточный конвейер (консоли противовеса) меньше;

- более устойчивый, чем роторный экскаватор с выдвижной стрелой того же класса.

Список литературы: 1. Домбровский Н.Г. Многоковшовые экскаваторы. М.: Машиностроение, 1972. 432 с., 2. Гаврюков А. В. Резервы повышения машинного времени комбайна в скоростных проходческих забоях. // Уголь. Украины. 1998.- № 6.- С. 18., 3. Гаврюков А.В. Разработка способа и средств удлинения ленточных конвейеров при проведении горных выработок. Автореф дис. на соиск. учен. степени кандитата техн. наук. – Донецк 1997. – 18 с., 4. Гаврюков А.В. Натяжение тягового органа на концевом барабане ленточного конвейера, работающего при изменяющейся длине. // Изв. ВУЗов. «Строительство». 2001. - №11. – С. 110-114.

Сдано в редакцию 30.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ОПТИМИЗАЦИИ ЭНЕРГОПОРЕБЛЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ДИСКРЕТНОГО ДЕЙСТВИЯ НА ПРИМЕРЕ ПОЛОСОВОГО ПРОКАТНОГО СТАНА

Гладчук Е.А. ***(ДонГУЭТ им. М. Туган-Барановского, г. Донецк, Украина)***

Ther are the purpose and the research problem of the discrete action technical system technological possibility energy consumption optimum. The general scheme of the the rolling-mill technological possibility energy consumption optimum is given. There is the bond graph of the rolling-mill technological possibility energy consumption optimum. There are the results of the rolling-mill 2000 and 3000 experimental rolling. The research results technological possibility energy consumption optimum are given. There is to formulate a diraction of the receipt results use directions.

Полосовой прокатный стан, как типовая техническая система дискретного действия, характеризуется неустойчивостью параметров состояния из-за неравенства краевых условий взаимодействия в очаге деформации [1]. Используемые в настоящее время схемы прокатки полос основываются на положении, что управляющее воздействие автоматизированной системы управления технологическим процессом прокатки (АСУ ТП) сводится к устранению неравенства краевых условий взаимодействия в очаге деформации [2]. Однако опытные прокатки полос с целевым неравенством краевых условий взаимодействия в очаге деформации показали, что в этом случае имеет место снижение энергосиловых параметров процесса прокатки полос [3]. Предложенная в [4,5] для АСУ ТП полосового прокатного стана адаптивная функция управляющего воздействия $f\left({}^{n}W\right)$ позволяет в принципе создать и стабильно поддерживать целенаправленное неравенство параметров очага деформации с целью улучшения технологических параметров полосового прокатного стана. Однако при этом, проблема обеспечения оптимизации энергопотребления в процессе прокатки не рассматривалась. В [6] рассмотрена возможность минимизации энергопоребления отдельной клети полосового прокатного стана в режиме непосредственного автоматизированного управления процессом прокатки полосы. Однако приведенные результаты носят узкий характер и могут быть распространены с соответствующей корректировкой только на одноклетьевые полосовые прокатные станы.

Цель исследования – повышение эффективности управляющих возможностей АСУ ТП за счет целенаправленной реализации технологических возможностей оптимизации энергопотребления полосового прокатного стана в режиме непосредственного автоматизированного управления.

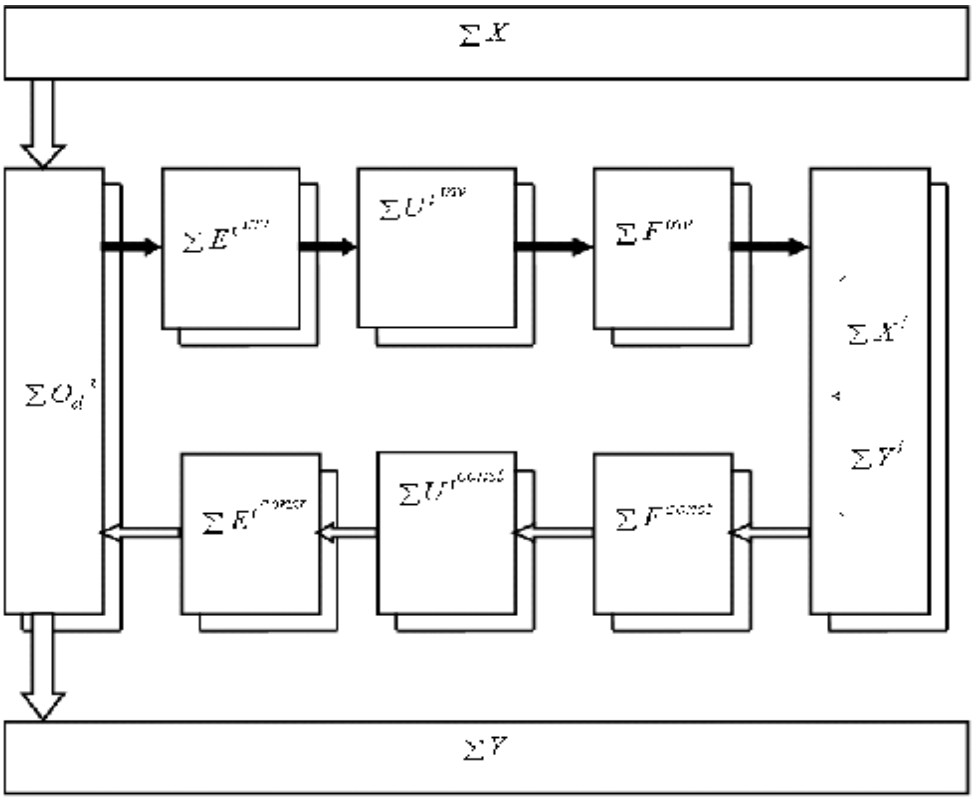
Задача исследования – корректировка функции управляющего воздействия $f\left({}^{n}W\right)$ АСУ ТП для целенаправленной реализации технологических возможностей оптимизации энергопотребления полосового прокатного стана в режиме непосредственного автоматизированного управления.

В соответствии с [6], реализация технологических возможностей оптимизации энергопотребления полосового прокатного стана в режиме непосредственного автоматизированного управления возможна только в том случае, если клети полосового прокатного стана оснащены индивидуальным приводом валков, то есть в условиях толстолистовых прокатных станов (ТЛС) и, возможно, широкополосных станов горячей прокатки (ШГСП). В ТЛС и ШГСП, как в типовой технической системе дискретного действия, в режиме непосредственного автоматизированного управления (рис. 1) имеют место пространственные энергетические потоки:

однонаправленный конечного $\sum Y$ и текущего $\sum Y^{i}$ ($i=0$ до начала прокатки, $i\geq 1$- в конкретном пропуске) энергопотребления полосового прокатного стана;

однонаправленный $\sum X, \sum X^{i}$ исходного энергопотребления полосового прокатного стана до начала прокатки или до начала конкретного пропуска соответственно;

разнонаправленные $\sum F=\begin{cases}-\sum F^{inv};\\ \sum F^{const},\end{cases}$ сопротивления пластической деформации в конкретных условиях прокатки полосы;



Энергетические потоки: ⇨ - потребления; ➡ - генерирования.

Рис. 1. Обобщенная схема энергопотребления технической системы дискретного действия „полосовй прокатный стан” в режиме непосредственного автоматизированного управления.

разнонаправленные $\sum U^i = \begin{cases} -\sum U^{i^{inv}}; \\ \sum U^{i^{const}}, \end{cases}$ переходного процесса в конкретных условиях прокатки полосы;

разнонаправленные $\sum E^i = \begin{cases} -E^{i^{inv}}; \\ E^{i^{const}}, \end{cases}$ взаимодействия валков и проката в конкретных условиях прокатки полосы;

$\sum O_d$ - энергосиловые параметры прокатки полосы;

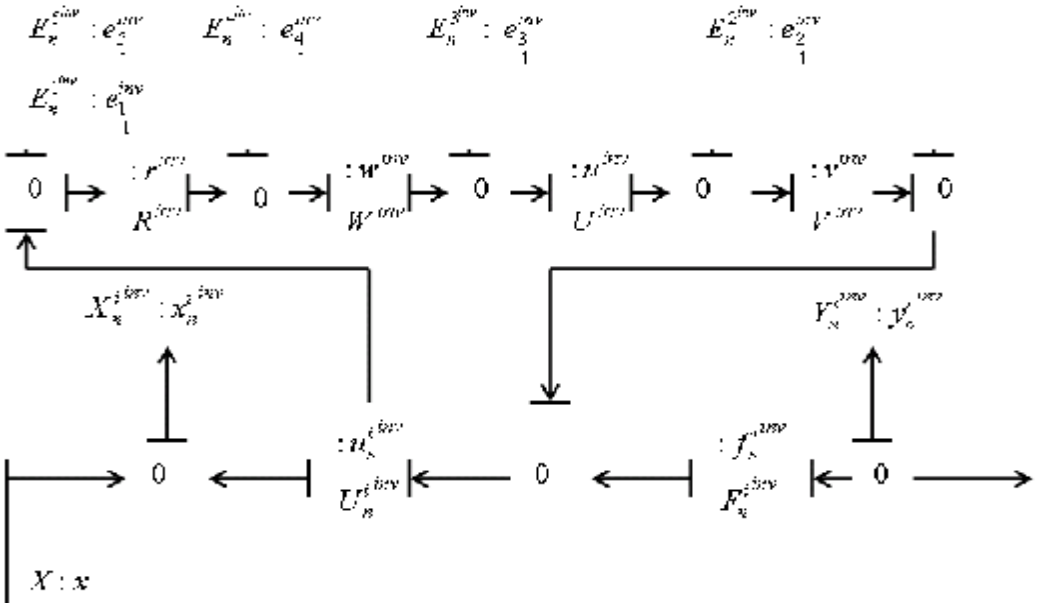
inv – энергетические потоки генерирования в технической системе дискретного действия „полосовой прокатный стан” в режиме непосредственного автоматизированного управления;

const – энергетические потоки потребления в технической системе дискретного действия „полосовой прокатный стан” в режиме непосредственного автоматизированного управления.

Энергопотребление технической системы дискретного действия „полосовой прокатный стан” полностью характеризуется энергией взаимодействия валков и полосы $\sum E_n^i$, $\sum E_m^i$ в конкретном пропуске i, которое определяется однозначностью

конечных энергосиловых параметров прокатки полосы $\sum O_{d\,n}^{\,i}$, $\sum O_{d\,m}^{\,i}$ при текущих значениях энергопотребления на преодоления технологического сопротивления при прокатке полосы $\sum F_n$, $\sum F_m$ в условиях энергетических потерь при переходном процессе $\sum U_n^i$, $\sum U_m^i$, в соответствии, как с энергетическими параметрами до начала $\sum O_d = \sum X$ и по окончании $\sum O_d^{\,i+1} = \sum Y$ прокатки полосы, так и до начала $\sum O_{d\,n}^{\,i} = \sum X_n^i$, $\sum O_{d\,m}^{\,i} = \sum X_m^i$ и по окончании $\sum O_{d\,n}^{\,i} = \sum Y_n^i$, $\sum O_{d\,m}^{\,i} = \sum Y_m^i$ конкретного пропуска i в клети

$$\sum X \Rightarrow \begin{cases} \sum O_{d\,n}^{\,i} = \begin{cases} \sum E_n^{\,i^{inv}} \Rightarrow \sum U_n^{\,i^{inv}} \Rightarrow \sum F_n^{\,inv} \Rightarrow \\ \sum E_n^{\,i^{const}} \Leftarrow \sum U_n^{\,i^{const}} \Leftarrow \sum F_n^{\,const} \Leftarrow \end{cases} \begin{cases} \sum X_n^i \\ \sum Y_n^i \end{cases} \\ \sum O_{d\,m}^{\,i} = \begin{cases} \sum E_m^{\,i^{inv}} \Rightarrow \sum U_m^{\,i^{inv}} \Rightarrow \sum F_m^{\,inv} \Rightarrow \\ \sum E_m^{\,i^{const}} \Leftarrow \sum U_m^{\,i^{const}} \Leftarrow \sum F_m^{\,const} \Leftarrow \end{cases} \begin{cases} \sum X_m^i \\ \sum Y_m^i \end{cases} \end{cases} \Rightarrow \sum Y, \quad (1)$$



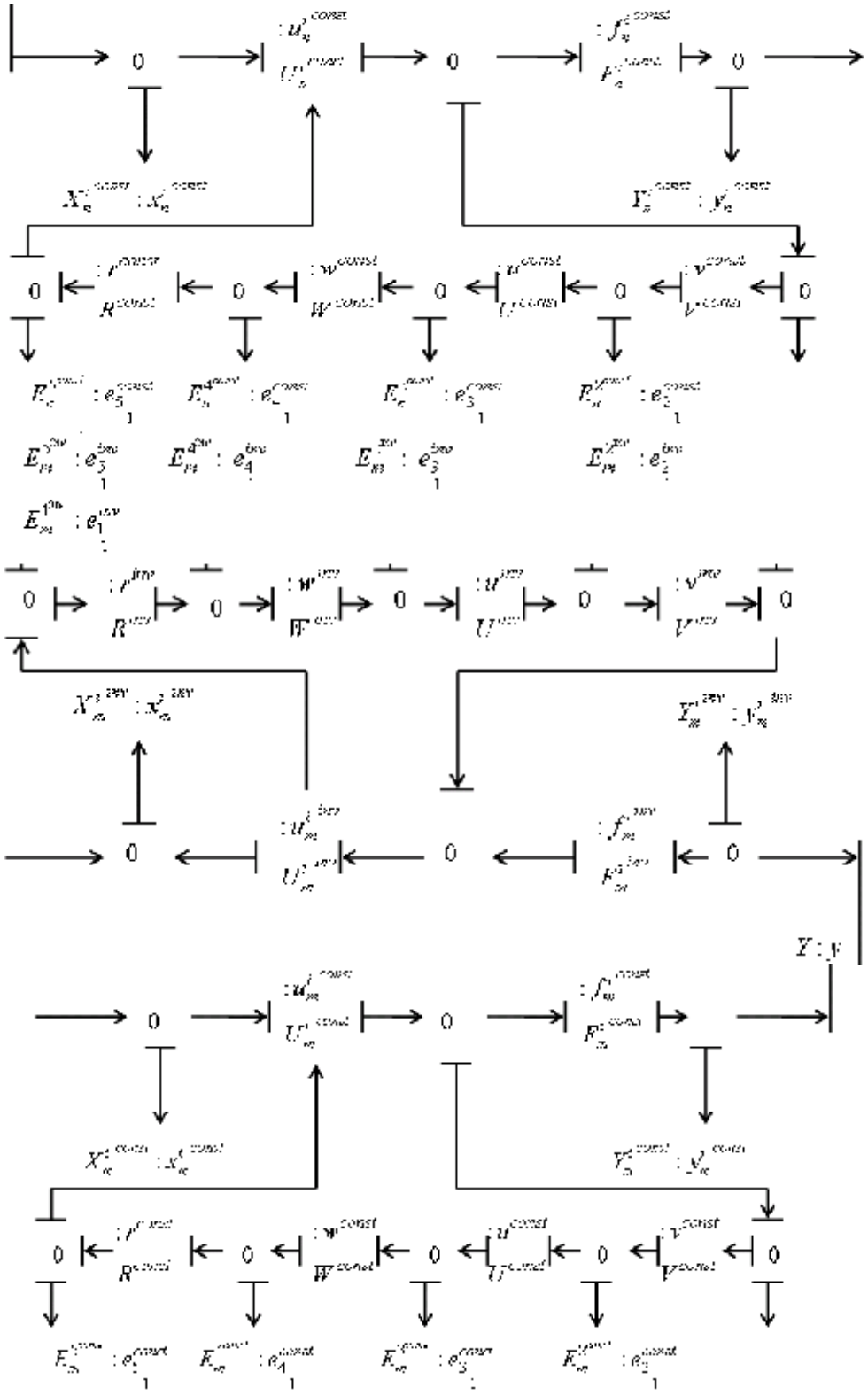


Рис. 2. Обобщенный связной граф энергопотребления технической системы дискретного действия „прокатный стан” в режиме непосредственного автоматизированного управления

где n и m – соответственно условное обозначение черновых и чистовых клетей полосового прокатного стана.

Энергопотребление технической системы дискретного действия „полосовой прокатный стан” в режиме непосредственного автоматизированного управления, описываемое выражением (1), формально может быть представлено как абстрактная обобщенная модель системы преобразований, состояние которой определяется состоянием её операнда $\sum O_d^i$ – энергосиловых параметров процесса прокатки в виде конечного набора преобразований:

$$\sum O_d{}^i = \sum E_{nm}^i , \tag{2}$$

где

$$\sum E_{nm}^i = \begin{cases} \begin{cases} \sum E_n^{i\,inv}; \\ \sum E_n^{i\,const}; \end{cases} \\ \begin{cases} \sum E_m^{i\,inv}; \\ \sum E_m^{i\,const}, \end{cases} \end{cases} \tag{3}$$

Тогда для технической системы дискретного действия „полосовой прокатный стан” возможно построение обобщенного связного графа энергопотребления (рис. 2).

В соответствии с этим обобщенным связным графом, используя преобразование Розенберга – Карноппа и теорем Ричардсона и Келли, имеет место адаптивная функция описания технологически возможного энергопотребления технической системы дискретного действия „полосовой прокатный стан” в режиме непосредственного автоматизированного управления в виде (4).

Таким образом, технологически возможное энергопотребление технической системы дискретного действия „полосовой прокатный стан” в режиме непосредственного автоматизированного управления в полной мере определяется оптимизацией значения набора преобразований $E_{nm}^i\left(\begin{matrix} nm \\ 1 \end{matrix} e_i\right)$.

Корректировка функции управляющего воздействия $f\left({}^nW\right)$ АСУ ТП в режиме непосредственного автоматизированного управления в соответствии с выражением (4) была выполнена для ШСГП 2000 ОАО НЛМК (РФ) при прокатке полос 8,0 х 1680 *мм* из стали 08 пс и для ТЛС 3000 ОАО ММК им. Ильича (Украина) при прокатке полос 11,0 х 2215 *мм* из стали 09Г2БТ. Сравнение параметров прокатки по схеме без корректировки и с корректировкой показало в, последнем случае, снижение энергосиловых параметров прокатки для ШСГП 2000 ОАО НЛМК (РФ) на 11,6%, а для ТЛС 3000 ЗАО ММК им. Ильича (Украина) на 14,6%, что соответственно обеспечило снижение энергопотребления на 9,3% и 10,3% соответственно.

$$E_{nm}^{i}\left({}^{nm}_{1}e_i\right)=\begin{cases}\begin{cases}E_1^i\left(e_i^{inv}\right)\dfrac{E_n^{i^{inv}}\left({}^{n}_{1}e_i^{inv}\right)-nE_n^{1^{inv}}\left({}^{n}_{1}e_1^{inv}\right)}{E_n^{1^{inv}}\left({}^{n}_{1}e_1^{inv}\right)-nE_n^{i^{inv}}\left({}^{n}_{1}e_i^{inv}\right)};\\ E_1^i\left(e_i^{const}\right)\dfrac{E_n^{i^{const}}\left({}^{n}_{1}e_i^{const}\right)-nE_1^{i^{const}}\left({}^{n}_{1}e_1^{const}\right)}{E_1^{i^{const}}\left({}^{n}_{1}e_1^{const}\right)-nE_n^{i^{const}}\left({}^{n}_{1}e_i^{const}\right)};\end{cases}\\ \begin{cases}E_n^i\left(e_i^{inv}\right)\dfrac{E_m^{i^{inv}}\left({}^{m}_{1}e_i^{inv}\right)-mE_m^{1^{inv}}\left({}^{m}_{1}e_n^{inv}\right)}{E_m^{1^{inv}}\left({}^{m}_{1}e_n^{inv}\right)-mE_m^{i^{inv}}\left({}^{m}_{1}e_i^{inv}\right)};\\ E_n^i\left(e_i^{const}\right)\dfrac{E_m^{i^{const}}\left({}^{m}_{1}e_i^{const}\right)-mE_n^{i^{const}}\left({}^{m}_{1}e_n^{const}\right)}{E_n^{i^{const}}\left({}^{m}_{1}e_n^{const}\right)-mE_m^{i^{const}}\left({}^{m}_{1}e_i^{const}\right)},\end{cases}\end{cases}\qquad(4)$$

Вывод: корректировка функции управляющего воздействия $f\left({}^{n}W\right)$ АСУ ТП в виде выражения (4) может обеспечить повышение эффективности управляющих возможностей АСУ ТП за счет целенаправленной реализации технологических возможностей оптимизации энергопотребления полосового прокатного стана в режиме непосредственного автоматизированного управления.

Список литературы: **1.** Гладчук Е.А. Многоуровневое прогнозирование параметров технической системы дискретного действия на примере прокатного стана. В. сб. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2003. Вып. 25. – С. 77 – 81. **2.** Гладчук Е.А., Анализ переходного процесса в клети 2000//Производство проката – 2003.- № 4. – С. 31- 34. **3.** Горелик В.С., Клименко И.В. Классификация и анализ процессов листовой прокатки с асимметричным очагом деформации// Металлы. – 1997. - № 3. – С. 38 – 48. **4.** Гладчук Е.А. Возможности управления геометрией и механическими свойствами толстого раската в общем случае процесса прокатки// Металлы и литьё Украины. – 2001.- № 1-2. – С. 35 - 38. **5.** Гладчук Е.А. Целевое формирование показателей продукции технической системы дискретного действия на примере широкополосного проката. В. сб. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2004. Вып. 27. – С. 65 – 70. **6.** Гладчук Е.А. Возможность минимизации энергопотребления технической системы дискретного действия в режиме непосредственного автоматизированного управления на примере прокатной клети. В. сб. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2006. Вып. 31. – С. 53 – 59.

Сдано в редакцию 16.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВИЗНАЧЕННЯ ПОПЕРЕДНЬО НАПРУЖЕНОГО СТАНУ СКЛАДЕНОЇ КАМЕРИ ВИСОКОГО ТИСКУ, ЗІБРАНОЇ З ПОЧАТКОВИМ НАТЯГОМ

Гладчук Є.О., Шульга А.В., *(ДонДУЕТ, м. Донецьк, Украина)*

Останні кілька років характеризуються значним зростанням інтересу до технологій впливу високого тиску на численні біологічні об'єкти і їхні композиції з метою консервації й поліпшення споживчих властивостей харчових продуктів.

У цей час промислові посудини високого тиску являють собою: рулонірованні посудини більших габаритних розмірів, сталеві товстостінні зварені посудини з бандажем з кілець, і складені камери високого тиску, що представляють собою «циліндр у циліндр» [1, 2, 3].

На факультеті обладнання переробних і харчових виробництв Донецького державного університету економіки і торгівлі розроблена та ефективно працює експериментальна установка високого тиску, що добре себе зарекомендувала своєю надійністю та експлуатаційними характеристиками.

Метою дослідження був аналіз напруженого стану складеної камери високого тиску розрахунковими методами.

Для цього необхідно виконати наступні завдання:

– сформулювати й прийняти гіпотези, необхідні для математичного рішення завдання;
– сформувати моделі деформованих сполучених циліндрів;
– вибрати необхідний математичний апарат;
– провести аналіз отриманих даних.

Розглянуте завдання досліджується у двовимірної осесимметричной постановці, що припускає, що на початковому етапі виготовлення двошарової камери високого тиску V виконуються запресовування концентричних порожніх циліндричних елементів (циліндричних шарів) V_1 і V_2 з перетинами V_1: $R_1 \le r \le R_{1c}$, V_2: $R_{2c} \le r \le R_2$, причому $R_{1c} \ge R_{2c}$ і $d = R_{1c} - R_{2c}$ являє собою досить малу величину.

Остання умова є базою для прийняття наступних граничних умов:

- переміщення на зовнішній границі Γ_1 внутрішнього циліндричного шару V_1 й переміщення на внутрішній границі Γ_2 зовнішнього циліндричного шару V_2 породжують пружне деформування обох шарів, і відповідний попередній пружний напружений стан V;

- виникаючі при формуванні двошарового циліндра V переміщення на зовнішній границі Γ_1 внутрішнього циліндричного шару V_1 є пружними, а переміщення на внутрішній границі Γ_2 зовнішнього циліндричного шару – пластичними й відповідно до цього в шарі V_1 виникає пружний початковий напружений стан, а в шарі V_2 - початкове пружно-пластичний стан.

Завдання визначення початкового напруженого стану V розглядається при граничних умовах: необмежена довжина V_1 й V_2 і відповідно в рамках гіпотези про осьосимметричній плоскої деформації V.

1.Модель пружного деформування циліндрів, що сполучаються

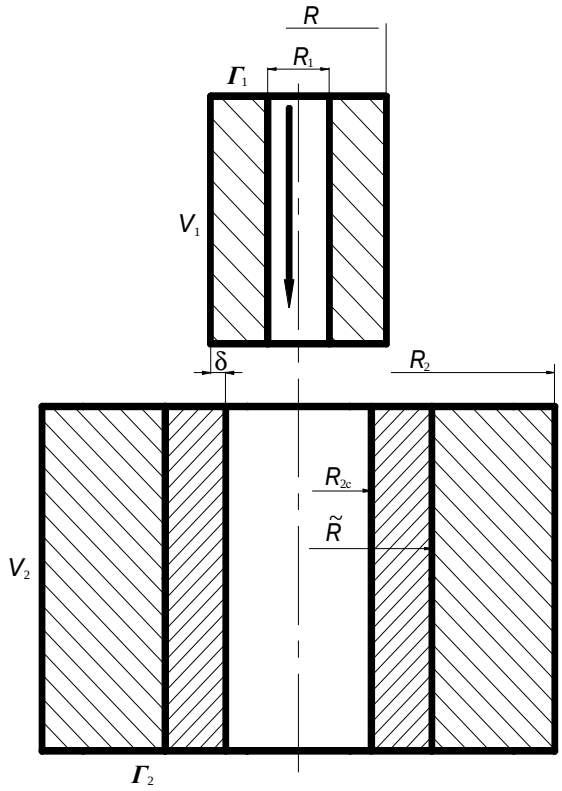


Рис. 1. Складена камера високого тиску

Відомо, що в посудинах, які складаються з поверхонь різної кривини, в місцях їх спряження виникають значні згинальні напруження. Тому найбільш доцільним є застосування циліндричних посудин. Перевага циліндричних посудин складається в рівномірному розподілі напружень за товщиною циліндра.

Вважаємо, що в процесі деформування двуслойного циліндра на зовнішній поверхні Γ_1 шару V_1 виникають пружні переміщення $u_{rc}^{(1)}$, на внутрішній поверхні Γ_2 шару V_2 - пружні переміщення $u_{rc}^{(2)}$, а радіус поверхні сполучення шарів має величину:

$$R = R_{1c} + u_{rc}^{(1)} = R_{2c} + u_{rc}^{(2)}.$$

Звідки:

$$u_{rc}^{(2)} - u_{rc}^{(1)} = R_{1c} - R_{2c} = d\ .$$

На поверхні сполучення радіуса R сполучені циліндри піддані впливу нормального контактного тиску підлягаючому визначенню інтенсивності P. Напруги та пружні переміщення при осьосимметричному пружному деформуванні циліндричного шару описуються класичними формулами Ляме: для шару V_1, що навантажується зовнішнім радіальним тиском p.

$$s_q^{(1)} = -\left(1 + \frac{R_1^2}{r^2}\right)\frac{R^2}{R^2 - R_1^2}\cdot p\ ; \tag{1}$$

$$s_r^{(1)} = -\left(1 - \frac{R_1^2}{r^2}\right)\frac{R^2}{R^2 - R_1^2}\cdot p\ ; \tag{2}$$

$$u_r^{(1)} = -\frac{p}{E_1}\frac{r}{R^2 - R_1^2}\left[(1-n_1)R^2 - (1+n_1)\frac{R_1^2 R^2}{r^2}\right]; \tag{3}$$

- для шару V_2, навантаженого внутрішнім радіальним тиском P:

$$s_q^{(2)} = \frac{R^2}{R_2^2 - R^2}\left(1 + \frac{R_2^2}{r^2}\right)\cdot p\ ; \tag{4}$$

$$s_r^{(2)} = \frac{R^2}{R_2^2 - R^2}\left(1 - \frac{R_2^2}{r^2}\right)\cdot p\ ; \tag{5}$$

$$u_r^{(2)} = \frac{p}{E_2}\frac{r}{R_2^2 - R^2}\left[(1-n_2)R^2 + (1+n_2)\frac{R_2^2 R^2}{r^2}\right]. \tag{6}$$

Зі співвідношень (3) і (6) маємо:

$$u_{rc}^{(1)} = u_r^{(1)}\Big|_{r=R_{1c}+u_{rc}^{(1)}},$$

тобто:

$$P^{-1} = -\frac{1}{u_{rc}^{(1)}E_1}\cdot\frac{R_{1c}+u_{rc}^{(1)}}{\left(R_{1c}+u_{rc}^{(1)}\right)^2 - R_1^2}\left[(1-n_1)\left(R_{1c}+u_{rc}^{(1)}\right)^2 - (1+n_1)\frac{R_1^2\left(R_{1c}+u_{rc}^{(1)}\right)^2}{\left(R_{1c}+u_{rc}^{(1)}\right)^2}\right]; \qquad (7)$$

$$u_{rc}^{(2)} = u_r^{(2)}\Big|_{r=R_{2c}+u_{rc}^{(2)}},$$

тобто:

$$P^{-1} = \frac{1}{u_{rc}^{(2)}E_2}\cdot\frac{R_{2c}+u_{rc}^{(2)}}{R_2^2 - \left(R_{2c}+u_{rc}^{(2)}\right)^2}\left[(1-n_2)\left(R_{2c}+u_{rc}^{(2)}\right)^2 + (1+n_2)\frac{R_2^2\left(R_{2c}+u_{rc}^{(2)}\right)^2}{\left(R_{2c}+u_{rc}^{(2)}\right)^2}\right]. \qquad (8)$$

З урахуванням співвідношення:

$$u_{rc}^{(2)} = u_{rc}^{(1)} + d,$$

з (7) і (8) одержує рівняння для визначення $u_{rc}^{(1)}$:

$$\begin{aligned}&\left(u_{rc}^{(1)}+d\right)^{-1}\frac{\left(R_{2c}+u_{rc}^{(1)}+d\right)}{R_2^2-\left(R_{2c}+u_{rc}^{(1)}+d\right)^2}\left[(1-n_2)\left(R_{2c}+u_{rc}^{(1)}+d\right)^2+(1+n_2)R_2^2\right]+\\ &+\frac{E_2}{E_1}\left(u_{rc}^{(1)}\right)^{-1}\frac{\left(R_{1c}+u_{rc}^{(1)}\right)}{\left(R_{1c}+u_{rc}^{(1)}\right)^2-R_1^2}\left[(1-n_1)\left(R_{1c}+u_{rc}^{(1)}\right)^2-(1+n_1)R_1^2\right]=0,\end{aligned} \qquad (9)$$

після рішення якого одержуємо можливість розрахувати по формулах (7) або (8) величину контактного тиску та по формулах (1)…(3),(4)…(6) відповідні характеристики початкового пружного напруженого стану для сполучених шарів V_1 і V_2 складеної конструкції V.

Результати розрахунків, виконаних для конструкції з параметрами $R_1 = 20{,}19\cdot10^{-3}\,м$; $R_2 = 80\cdot10^{-3}\,м$; $R_{1c} = 34{,}025\cdot10^{-3}\,м$; $R_{2c} = 33{,}9\cdot10^{-3}\,м$; $d = 0{,}125\cdot10^{-3}\,м$;

матеріал шару V_1 - сталь $45ХН2МФА$, матеріал шару V_2 - сталь $30ХГСА$

$E_1 = 2{,}09\cdot10^5\,МПа$; $E_2 = 2{,}0\cdot10^5\,МПа$; $n_1 = 0{,}27$; $n_2 = 0{,}31$;

мають наступні значення:

$u_{rc}^{(1)} = -0.2404\cdot10^{-4}\ м$; $u_{rc}^{(2)} = 0{,}101\cdot10^{-3}\,м$; $R = 0{,}034\ м$; $P = 339.144\,МПа$.

Обчислені для даних значень визначених вище характеристик деформування та контактного тиску величини напруг s_{rr}, s_{qq} на поверхні контакту у внутрішньому й зовнішньому циліндрах відповідно рівні:

- для V_2 $s_{rr} = -339.114\ МПа$, $s_{qq} = 488{,}677\ МПа$, а їхня різниця, що фігурує в критерії пластичності по Мизесу дорівнює $\left|s_{qq} - s_{rr}\right| = 827.821\,МПа$, що перевищує значення границі текучості для сталі $30ХГСА$, що становить приблизно 300МПа;

- для V_1 $s_{rr} = -339.114$ *МПа*, $s_{qq} = -708.577$ *МПа*, а їхня різниця, що фігурує в критерії пластичності по Мизесу дорівнює $|s_{qq} - s_{rr}| = 369.433$ *МПа*,що не перевищує значення границі текучості для сталі $45ХН2МФА$, що становить приблизно $400\,Mna$.

Ці розрахунки по моделі пружного деформування циліндрів, що сполучаються, показують, що прикордонна зона внутрішнього циліндра деформується в пружній зоні. А внутрішня прикордонна зона зовнішнього циліндра знаходиться в зоні пластичних деформацій.

2. Модель пружно-пластичного деформування сполучених циліндрів

Із припущення про пружний початковий напружений стан внутрішнього шару V_1 маємо:

$$u_{rc}^{(1)} = -\frac{p}{E_1}\frac{\left(R_{1c} + u_{rc}^{(1)}\right)}{\left(R_{1c} + u_{rc}^{(1)}\right)^2 - R_1^2}\left[(1-n_1)\left(R_{1c} + u_{rc}^{(1)}\right)^2 - (1+n_1)R_1^2\right], \qquad (10)$$

Звідки:

$$p = -\frac{E_1 u_{rc}^{(1)}\left[\left(R_{1c} + u_{rc}^{(1)}\right)^2 - R_1^2\right]}{\left(R_{1c} + u_{rc}^{(1)}\right)\left[(1-n_1)\left(R_{1c} + u_{rc}^{(1)}\right)^2 - (1+n_1)R_1^2\right]}. \qquad (11)$$

Гіпотеза про те, що контактний тиск P буде породжувати пружно-пластичну деформацію зовнішнього шару V_2 в зоні, пов'язаною з поверхнею Γ_2, дозволяє застосувати для опису напряженно-деформированного стану шару V_2 в складений зібраній з попереднім натягом конструкції V рішення завдання про пружно-пластичний стан порожнього циліндра під дією внутрішнього тиску [2].

У рамках цього рішення радіус $\tilde{R}$ зони пластичного стану усередині V_2 визначається із трансцендентного рівняння:

$$\ln\frac{\tilde{R}}{R_{2c} + u_{rc}^{(2)}} + \frac{1}{2}\left(1 - \frac{\tilde{R}^2}{R_2^2}\right) = \frac{1}{2t_s}p, \qquad (12)$$

де P визначається формулою (11),
$u_{rc}^{(2)} = u_{rc}^{(1)} + d$, t_s - модуль пластичності в критерії пластичності Мизеса $s_q^{(n)} - s_r^{(n)} = 2t_s$.

Функція переміщень u_r у пластичній зоні з використанням співвідношення $e_q = ks + t_s f$ записується у вигляді

$$\begin{aligned} u_r^{(n)} &= r(ks + t_s f) = r\left(\frac{k}{2}\left(s_r^{(n)} + s_q^{(n)}\right) + t_s\left(-k + \frac{1}{r^2}\tilde{R}^2\left(k + \frac{1}{2G_2}\right)\right)\right) = \\ &= r\left(k\left(-p + 2t_s\ln\frac{r}{R_{2c} + u_{rc}^{(2)}} + t_s\right) + t_s\left(-k + \frac{\tilde{R}^2}{r^2}\left(k + \frac{1}{2G_2}\right)\right)\right), \end{aligned} \qquad (13)$$

$$G_2 = \frac{E_2}{2(1+n_2)};$$

$k = \frac{1-2n_2}{E_2}$ - коефіцієнт об'ємного стиску матеріалу шару V_2.

Записуючи далі з використанням формули (13) співвідношення $\left(u_r^{(n)}\right)_{r=R_{2c}+u_{rc}^{(2)}} = u_{rc}^{(2)}$, у якому $u_{rc}^{(2)} = u_{rc}^{(1)} + d$, а P - визначається формулою (11), одержуємо друге трансцендентне рівняння, що утворить разом з рівнянням (12) систему трансцендентних рівнянь для відшукання $u_{rc}^{(1)}$ й $\tilde{R}$.

На підставі рішення даної системи визначається вся сукупність характеристик, що визначають початковий напружений стан V:

- переміщення $u_{rc}^{(1)}$, $u_{rc}^{(2)}$;
- контактний тиск p, описуваний формулою (11);
- напруги й пружні переміщення в шарі V_1, описувані формулами (1)…(3);
- радіус $\tilde{R}$ зони пластичного деформування в шарі V_2;
- напруги, деформації й переміщення в зоні пластичного деформування шару V_2 по формулах:

$$s_r^{(n)} = -p + 2t_s \ln\frac{r}{R_{2c}+u_{rc}^{(2)}}; \qquad s_q^{(n)} = s_r^{(n)} + 2t_s; \qquad e_r^{(n)} = \frac{k}{2}\left(s_r^{(n)} + s_q^{(n)}\right) - t_s f$$

$$e_q^{(n)} = \frac{k}{2}\left(s_r^{(n)} + s_q^{(n)}\right) + t_s f; \qquad u_r^{(n)} = r e_q^{(n)}; \qquad f = \frac{\tilde{R}^2}{r^2}\left(k + \frac{1}{2G_1}\right) - k;$$

- напруги й переміщення в зоні пружного деформування шару V_2:

$$s_r^{(y)} = \frac{q\tilde{R}^2}{R_2^2 - \tilde{R}^2}\left(\frac{R_2^2}{r^2} - 1\right); \qquad s_q^{(y)} = -\frac{q\tilde{R}^2}{R_2^2 - \tilde{R}^2}\left(\frac{R_2^2}{r^2} + 1\right); \qquad u_r^{(y)} = -\frac{r}{E_2}\left(s_q^{(y)} - n_2\left(s_q^{(y)} + s_r^{(y)}\right)\right);$$

де:

$$q = \left(s_r^{(n)}\right)_{r=\tilde{R}} = -p + 2t_s \ln\frac{\tilde{R}}{R_{2c}+u_{2c}^{(2)}}.$$

Висновки.

У такий спосіб розрахунки по моделі пружного деформування циліндрів, що сполучаються, показують, що прикордонна зона внутрішнього циліндра деформується в пружній зоні. А внутрішня прикордонна зона зовнішнього циліндра знаходиться в зоні пластичної деформації (рис. 2).

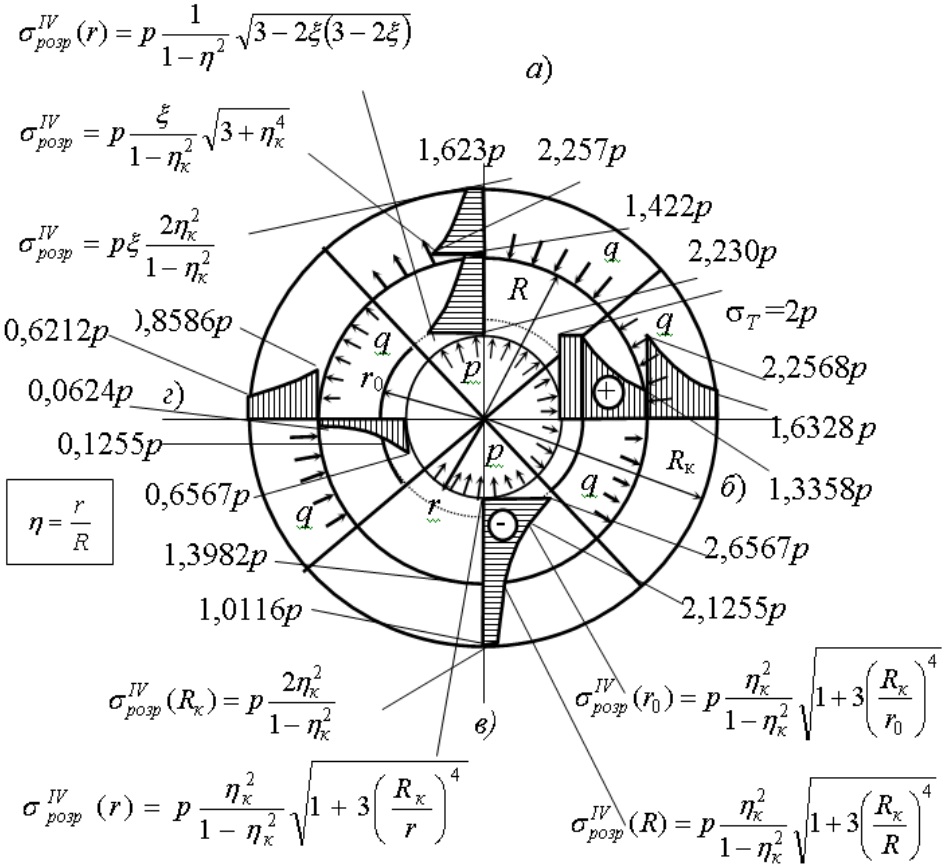


Рис. 2. Напружено-деформований стан циліндричної складеної камери: *а*) при роботі в пружній стадії, *б*) при пружно-пластичному деформуванні, *в*) при розвантаженні внутрішнього тиску, *г*) залишкові напруження

Обраний математичний апарат дозволив розрахунковими методами визначити, у формалізованому виді, всю сукупність характеристик, що визначають початковий напружений стан: переміщення $u_{rc}^{(1)}$, $u_{rc}^{(2)}$; контактний тиск p; напруги, напруги та пружні переміщення в шарі V_1; деформації й переміщення в зоні пластичного деформування шару V_2; радіус $\tilde{R}$ зони пластичного деформування в шарі V_2 (рис. 2).

Отримані результати будуть використані в подальшій роботі при розробці параметричного ряду установок високого тиску.

Список литературы: 1. Петрова Ю.Н. Удосконалення процесу та обладнання для стабілізації якості вишневого соку з використанням високого тиску / Дисер. К.т.н. 05.18.12.- ДонДУЕТ, 2004 – 178с. **2.** Петрова Ю.Н. Толстостенные сосуды для обработки пищевых продуктов /Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Междунар.сб.науч.тр. – Вып.26. – Донецк: ДонНТУ, 2003. **3.** Петрова Ю.М.

Сдано в редакцию 12.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Суслов А.Г.

Пружно-пластичні деформації в підкріплених циліндрах / Обладнання та технології харчових виробництв: Тем.зб.наук.пр. – Вип.9. – Донецьк: ДонДУЕТ, 2004. **4.** Качанов

Л.М. Основы теории пластичности –М.: Наука, 1969 – 420 с. **5.** Сопротивление материалов деформированию и разрушению. Справочное пособие. /Трешенко В.Т., Крассовский А.Я., Покровский В.В., Сосновский Л.А., Стрижалов В.А. – Киев: Наукова думка; 1993. – 288 с. **6.** Гажа Г.П. Расчет сосудов высокого давления. – Киев, ИМФ АНУССР, 1971 – 81 с.

Сдано в редакцию 16.05.06
Рекомендовано д.т.н. Бутенко В.И.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПЕРЕХОДНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПЕРИФЕРИИ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КАМНЯ

Горобец И.А., Михайлов А.Н. *(ДонНТУ, Донецк, Украина)*

В настоящее время природный камень нашел применение в качестве конструкционного материала как в машиностроении (при изготовлении станин прецизионных станков, высокоточных узлов и деталей измерительных устройств, валов станков для целлюлозной промышленности, деталей для оборудования пищевой промышленности), так и в строительной индустрии, в качестве высококачественных отделочных материалов. Такая популярность использования изделий из камня объясняется физико-механическими характеристиками материала такими как: низкий (приближающийся к нулю) коэффициент линейного расширения, высокая инертность, твердость и достаточная прочность. Природный камень обладает и высокими декоративными свойствами, что и послужило причиной его использования в строительстве. Наибольшее распространение получили гранит, мрамор, лабрадорит, габбро, сланец, песчаник и др. Отделочные материалы из искусственных камней, как правило, представляют собой плиты на основе бетона или цемента с добавлением гранитной или мраморной крошки.

В настоящее время, подавляющее большинство облицовочных изделий из природного камня изготавливается с использованием абразивной обработки [1]. Особенностью технологии такой обработки заготовок из камня является наличие ряда стадий к которым относятся порезка на мерные плиты, многократное шлифование поверхности и полирование. Поверхностный слой заготовки из камня после предварительной обработки (порезки на мерные плиты) имеет неровности, вызванные изменениями макрогеометрии формы (выпуклость, вогнутость и т.д.), волнистостью и шероховатостью. Величина таких неровностей на пиленом блоке природного камня достигает 3 – 5 мм [1,2,3]. Одним из самых трудоемких и продолжительных по времени процессов обработки камня является шлифование, состоящие из десятков проходов [1,2], после чего обработанную поверхность камня подвергают полированию.

Особенностью формирования величины снимаемого хрупкого и хрупко-пластического слоя материала из камня является появление в процессе обработки дефектного слоя, состоящего из микротрещин поверхности [3,4]. Микротрещины, образуемые при обработке большинством из активных зерен алмазного абразивного инструмента, распространяются как в сторону вектора скорости главного движения, что способствует отделению слоя материала, так и вглубь заготовки. Распространение микротрещин при механической обработке поверхностного слоя камня формирует

дополнительно к макро и микронеровностям дефектный слой, который снижает эксплуатационные и потребительские свойства изделия [4].

Реализация процесса шлифования поверхностного слоя изделий из камня осуществляется специальными шлифовальными головками, содержащими алмазные призматические бруски прямого профиля, рис.1.

Одной из важных характеристик абразивного режущего инструмента является геометрическая форма и размеры шлифовального круга. Технологический процесс шлифования изделий из камня сопровождается использованием СОТС, в качестве которой используется вода. Поэтому конструкция шлифовального круга должна предусматривать наличие каналов для истечения СОТС.

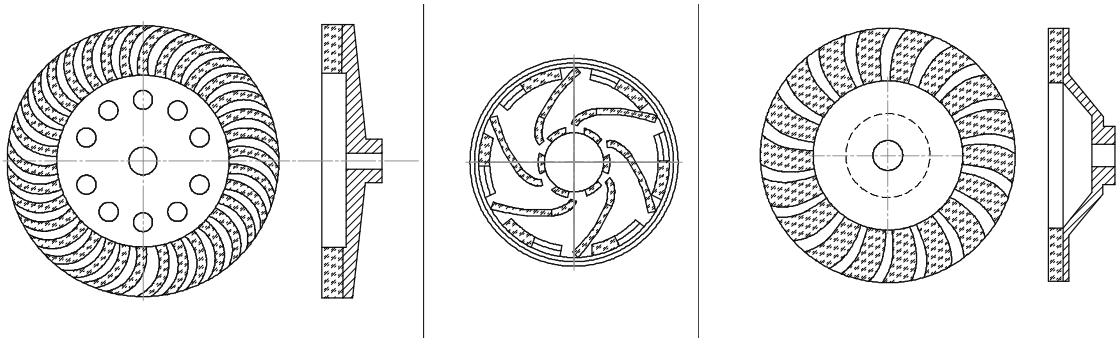


Рис.1. Вид рабочей поверхности алмазного инструмента

Вопросам определения рациональной конструкции шлифовальных кругов, отвечающим требованиям снижения содержания алмазного порошка в инструменте и наличию каналов рациональной формы посвящены исследования [1, 2, 5, 6]. В результате исследований определилась рациональная форма алмазных кругов для торцового шлифования поверхностного слоя изделий из камня, состоящая из абразивных полос, расположенных в виде спирали. На величину производительности абразивной обработки оказывает и величина зерна алмазов абразивного инструмента. Так исследованиями [1, 7] установлена взаимная связь между глубиной резания и параметрами абразива. Однако, поскольку величина абразивного зерна инструмента и выбранные режимы резания предопределяют шероховатость поверхностного слоя изделия из камня, то сам технологический процесс обработки заготовки подразделяют на несколько этапов (чернового, чистового, тонкого шлифования, лощения) с использованием шлифовальных головок с разной величиной зерна абразива.

Исследованиями [7] установлен неравномерный износ рабочей поверхности круга с увеличивающейся интенсивностью от центра к периферии инструмента. Форма режущей кромки шлифовального инструмента при длительной обработке также претерпевает изменения. Исследованиями [8] установлен характер износа периферии чашечного круга для плоского шлифования. Это обстоятельство отражается и на режущей способности абразивного круга, а следовательно, и на производительности технологического процесса шлифования. Одним из направлений повышения производительности процесса шлифования является использование абразивного инструмента с увеличивающейся концентрацией и величиной зерна от центра к периферии круга.

В [9] впервые была разработана математическая модель развития дефектности изделий при их абразивной обработке, учитывающая прочностные характеристики обрабатываемого материала, параметры инструмента и технологическая наследственность:

$$P_p = \int_0^{p_0} f\left(P_{уд_3}\right)dP + \int_{p_0}^{\infty} f\left(P_н\right)dP$$

$$N = m_{ед} \cdot P_p$$

где $P_р$ – вероятность дефектообразования; $m_{ед}$ – число единичных дефектов (зон предразрушения); $P_н$ – разрушающая нагрузка; $f[P_н]$ – функция распределения предельно разрушающей силы.

Другим способом повышения производительности шлифования алмазным инструментом является объединение способов торцового шлифования и шлифования периферией круга. Исследованиям вопросов формы переходной поверхности абразивного круга для процессов шлифования заготовок из сталей и твердых материалов посвящена работа [7].

Целью статьи является определение рациональной формы переходной поверхности комбинированного алмазного шлифовального круга с точки зрения повышения производительности обработки.

Одним из направления повышения производительности обработки заготовки шлифованием является увеличение значений подачи, частоты вращения, глубины резания и уменьшение общего припуска. Однако поскольку в технологической задаче присутствуют и ограничивающие факторы, имеющие обратную связь с управляемыми факторами, то произвольное изменение рассмотренных параметров повлечет изменение и дефектного слоя поверхности заготовки и параметров обрабатывающего инструмента. Рассмотрим влияние приведенных факторов на процесс повышения производительности обработки. Для этого представим производительность обработки заготовки в виде:

$$Q = T_{шт}^{-1},$$

где $T_{шт}$ – штучное время обработки заготовки.

Однако,

$$T_{шт} = \sum_{j=1}^{j=k} \sum_{i=1}^{i=n} (T_{oji} + T_{xji} + T_{donji}) + T_{пр},$$

где T_o – основное время обработки поверхностного слоя заготовки на i переходе j – й операции, T_x – вспомогательное время, $T_{доп}$ – дополнительное время, связанное с процессом обработки заготовки, $T_{пр}$ – время правки круга.

Основное время обработки поверхностного слоя заготовки:

$$T_o = \sum_{j=1}^{j=k} \sum_{i=1}^{i=n} \frac{L \cdot Z_j}{n_j \cdot S_j \cdot t_{ij}},$$

где n,S –частота вращения и подача абразивного инструмента, соответственно, t – глубина обработки шлифованием заготовки за один переход , L – длина обработки, Z – припуск на обработку заготовки, i,j – количества переходов и операций по удалению припуска.

Влияние изменения скорости резания V на процесс торцевого шлифования алмазным инструментом исследовано в работах [2,8], где приведены рациональные значения скорости резания для обработки изделий из камня. Поэтому, увеличение скорости резания без изменения режущей способности и других характеристик абразивного инструмента с учетом ограничений обработки, нецелесообразно.

Увеличение подачи также позволит увеличить производительность обработки. Процесс абразивной обработки заготовок из камня имеет свои особенности. При шлифовании под действием усилий резания, упругая деформация поверхностного слоя заготовки, контактирующего с зернами абразива, достигает своего предела и перед гранями зерен появляются микротрещины, с направлением – в сторону вектора движения абразивных зерен инструмента. При дальнейшем движении зерен наступает разрушение поверхностного слоя заготовки из камня – его выкалывание. Поэтому, любое увеличение подачи (как и скорости резания) может привести как к изменению структуры поверхностного слоя заготовки (увеличение трещиноватости, микронеровностей) [3, 5], так и к снижению стойкости инструмента [6,10]. Таким образом, увеличение подачи возможно лишь в пределах ограничений качества получаемого поверхностного слоя заготовки.

Глубина резания, хотя и влияет на величину производительности обработки, но так же, как и выше рассмотренные параметры, имеет жесткие ограничения, связанные как с геометрическими и конструктивными параметрами режущего инструмента, так и характеристиками зерен абразива и связки [3, 5]:

$$Z_i \le A^n P_o F B^{-1} K_\Sigma ,$$

где A – высота зерна абразива инструмента, P_o – давление инструмента на обрабатываемую заготовку, F – площадь рабочей поверхности инструмента, B – ширина обрабатываемой поверхности заготовки, K_Σ – коэффициент уточнения, n – показатель степени:

$$K_\Sigma = K_c K_k K_з K_v ,$$

где K_c – коэффициент, учитывающий свойства связки, $K_к$ – коэффициент, учитывающий концентрацию алмазов, $K_з$ – коэффициент, учитывающий свойства заготовки, K_v – коэффициент, учитывающий соотношение скоростей главного движения и движения подачи:

$$K_v = V \diagup V_n$$

где V – скорость главного движения, V_n – скорость подачи.

Увеличение удаляемого слоя материала приведет к увеличению сил резания и, как следствие, к увеличению глубины микротрещин обрабатываемого поверхностного слоя материала.

Применение комбинированного метода шлифования (при обработке сочетается торцовое и периферийное шлифование абразивным кругом одновременно), является одним из перспективных методов повышения производительности обработки камня.

С целью определения рациональной формы поверхности периферии инструмента для торцевого шлифования изделий из камня авторами были проведены теоретические исследования геометрии переходной поверхности периферии абразивного круга. При этом исследовались несколько видов переходной поверхности периферии круга: криволинейная с радиусом R (рис.2 а) и прямолинейная прямая с углом наклона φ (рис.2 б). Исследования проводились путем моделирования процесса обработки изделий из камня в программной среде ANSYS с учетом анализа напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя обрабатываемого материала, рис.3,4. Интервалами варьирования параметров приняты: φ = 10…90°, R = 0,007…5 мм.

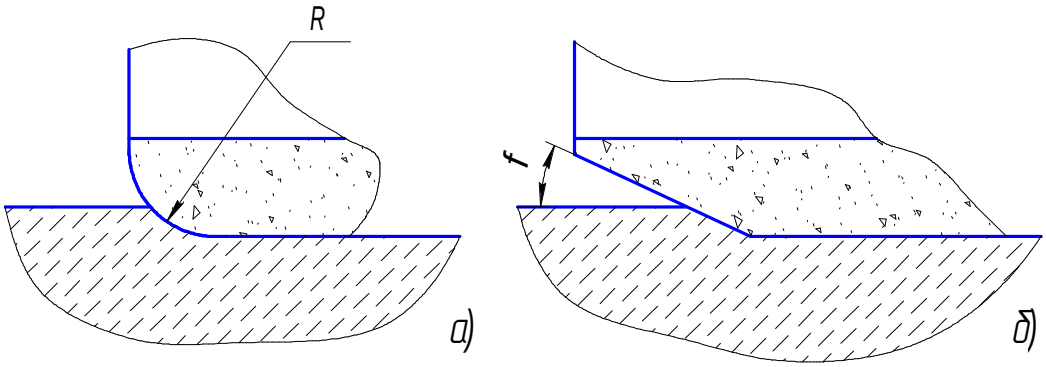


Рис.2. Исследуемые схемы переходной поверхности шлифовальных кругов

При проведении теоретических исследований были приняты следующие допущения и ограничения:

– исследовалась плоская модель процесса шлифования заготовки из камня в месте контакта инструмента и заготовки (рис.2);

– в качестве видов обработки заготовки принимались черновое и чистовое шлифование с жесткой установкой абразивного инструмента;

– в пределах заданной глубины резания силы шлифования принимались постоянными;

– усилия шлифования, равномерно распределяются по линии контакта круга с заготовкой;

–усилия шлифования возрастают пропорционально увеличению глубины резания.

В качестве переменных усилий шлифования принимались значения, полученные из эксперимента [11]. В результате анализа полученных моделированием результатов исследований выяснилось, что применение комбинированного шлифовального круга, в отличие от применения стандартного (φ = 90°, R = 0,03 мм), снижает величину напряжений и деформаций при реализации процесса шлифования природного камня. Этот процесс связан, прежде всего, с геометрической формой и размерами переходной поверхности круга, рис.3,4. Для криволинейной формы режущей кромки инструмента снижение деформаций и напряжений происходит при увеличении радиуса переходной поверхности периферии рис.5,7.

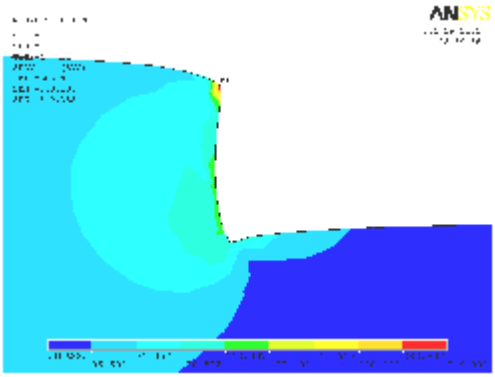


Рис. 3. Напряженное состояние обрабатываемого поверхностного слоя при шлифовании кругом с прямой формой режущей кромки

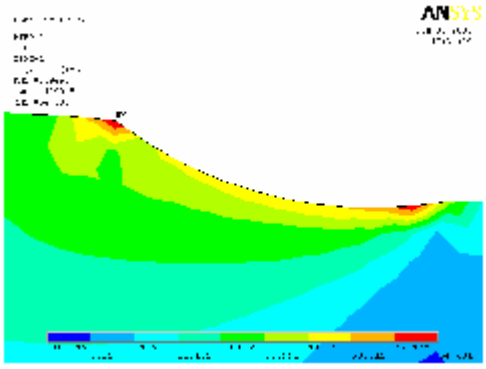


Рис. 4. Напряженное состояние обрабатываемого поверхностного слоя, возникающее при шлифовании кругом с криволинейной формой режущей кромки

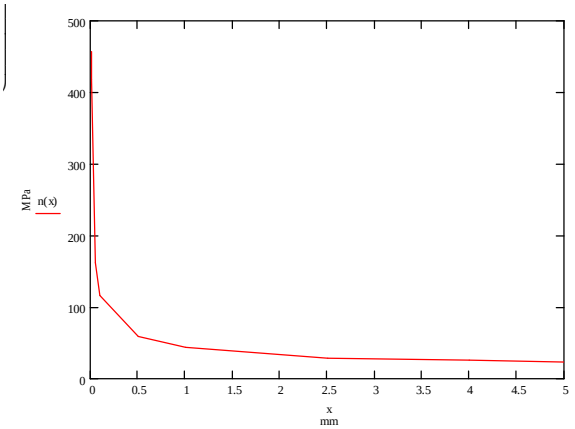


Рис.5. Зависимость суммарных напряжений от радиуса переходной поверхности при глубине резания t = 0,014 мм

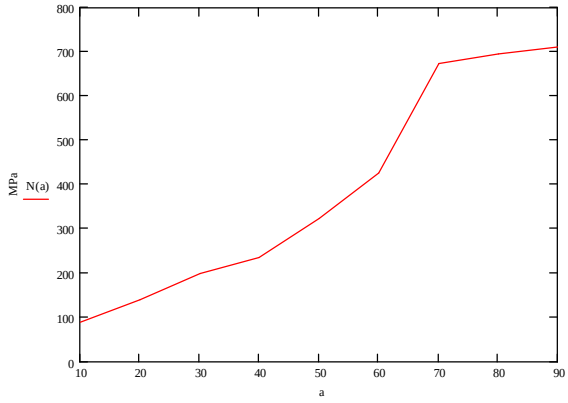


Рис.6. Зависимость возникающих суммарных напряжений от угла наклона переходной поверхности при глубине резания t = 0,014 мм

Для прямолинейной переходной поверхности периферии круга снижение величины суммарных деформаций и напряжений имеет место при уменьшении угла наклона переходной поверхности, рис.6,8. Так, например, при использовании круга с криволинейной режущей кромкой радиуса R = 5 мм, по сравнению с кругом, у которого наклон прямолинейной режущей кромки φ = 90˚ (стандартный круг), имеет место снижение напряжений на 90% и деформаций в среднем на 19%, возникающих в процессе шлифования заготовки из камня.

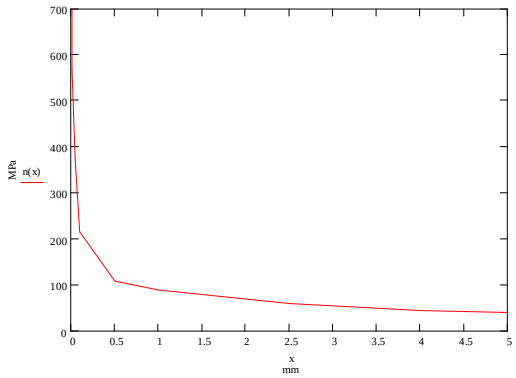


Рис.7. Зависимость суммарных напряжений от радиуса переходной поверхности при глубине резания t = 0,042мм

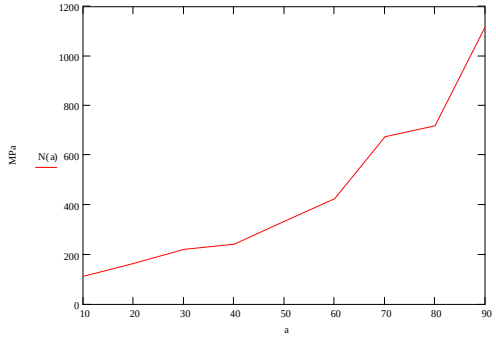


Рис.8. Зависимость суммарных напряжений от угла наклона переходной поверхности при глубине резания t = 0,042 мм

Из исследуемых в моделях форм периферии шлифовального круга наиболее рациональной является криволинейная кромка с радиусом R = 5 мм. Хотя дальнейшее увеличение радиуса и ведет к снижению напряженно-деформированного состояния, но это снижение является не значительным. Поскольку в основном многие применяемые для шлифования камня круги и головки являются сегментными, состоящими из алмазных брусков, рис.1, толщина которых колеблется в пределах 5 мм, то использование кругов с переходной поверхностью радиусом более 5 мм является не рациональной.

Таким образом, разработанная модель процесса алмазного шлифования заготовок из природного камня, позволяет определять рациональные параметры переходной поверхности периферии инструмента с точки зрения повышения производительности

абразивной обработки. Снижение деформаций и напряжений, при равных режимных параметрах обработки абразивным инструментом, позволяет повысить качество обработанной поверхности и глубину резания, что выявляет ресурс повышения производительности процесса шлифования.

Список литературы: 1. Добыча и обработка природного камня: Справочник/ Под общ. Ред. А.Г.Смирнова – М.: Недра, 1990 – 445с. **2.** Варданян К.С. Современные камнеобрабатывающие станки и поточные линии. – «Айастан», Ереван, 1975. – 226с. **3.** Орлов А.М. Добыча и обработка природного камня. – М.: Наука, 1977. – 350с. **4.** Горобец И.А., Михайлов А.Н., Голубов Н.В. Особенности экспериментальных исследований сил шлифования природного камня. /Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2004. Вып. 28. – С. 39 – 46**. 5.** Михайлов А.Н., Горобец И.А. Голубов Н.В. Повышение производительности шлифования изделий из природного камня /Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2004. Вып. 29. – С. 121 – 132. **6.** Польшаков В.И., Кузьменко А.В., Захаренко В.С. «Основные пути повышения производительности и качества шлифования труднообрабатываемых материалов» – В сб. «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» – Донецк: ДонГТУ, 2000, вып. 13 – С. 98 – 102**. 7.** Михайлов А.Н., Байков А.В., Дейкун С.А. «Выбор геометрии торцового эластичного шлифовального инструмента» – В сб. «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» – Донецк: ДонГТУ, 2000, вып. 14 – С. 7 – 14. **8.** Рыбицкий В.А. Алмазное шлифование твердых сплавов. – Киев: Наукова думка,1984 – 224с. **9.** Калафатова Л.П. Технологические основы повышения эффективности обработки и обеспечения качества изделий из технических стекол и ситалов. Автореферат на соискание ученой степени докт. техн. наук – Харьков – 2001. –37 с. **10.** Польшаков В.І. Теоретичні і практичні основи високопродуктивного торцевого шліфування важкооброблюваних матеріалів. Автореферат дисертації на здобуття вченого ступеня докт. техн. наук. – Київ – 1998. – 33 с. **11.** Михайлов А.Н., Горобец И.А., Байков А.В., Голубов Н.В., Ищенко А.Л. Экспериментальная установка для исследования процессов шлифования изделий из природного камня /Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вып. 92. – Донецк, ДонНТУ 2005. с. 164 – 174.

Сдано в редакцию 12.05.06
Рекомендовано д.т.н. Бутенко В.И.

МАЛАЯ ГИБРИДИЗАЦИЯ И АЛЛОТРОПИЧЕСКИЕ ИЗМЕНЕНИЯ

Гречихин Л.И.
(*Минский государственный высший авиационный колледж, г. Минск, Белоруссия*)

«Малая гибридизация влечет большие последствия»
Ч. Коулсон

Power budget formation mechanisms taking into account covalent and ion bond, point dipole-charge and dipole-dipole interaction as applied to C_2 and C_3, phenol graphite, fullerenes, nanopipes and diamond molecules are considered. It is shown that phenol graphite is generated

mainly in consequence of $C_2 – C_2$ molecules interaction, fullerenes - in consequence of interaction between C_3 molecules and carbon atoms, nanopipes - in consequence of $C_3 – C_2$ interaction and diamond - in consequence of C_3 - C_3 interaction.

Введение. Область применения веществ четвертой группы таблицы Менделеева углерода, кремния, германия, олова весьма многообразная. Особая значимость в этом отношении принадлежит углероду. Это организация сухого трения [1]; использование фенольного графита в качестве теплозащитного покрытия в спускаемых аппаратах искусственных спутников Земли [2]; металл-фуллеренов – в качестве сорбционных датчиков, покрытий с низким коэффициентом трения, тензорезистивных датчиков, в медицине, в измерительной технике и др. [3]; нанотрубок – энергетике для улучшения характеристик источников энергии [4] и, наконец, алмазов – в машиностроении в качестве образивного и режущего инструмента [1]. В каждом конкретном случае используется разнообразное аллотропическое изменение углерода. Экспериментально хорошо изучены кристаллографические структуры при аллотропическом изменении различных веществ и физико-химические свойства таких структур. Но при этом отсутствуют адекватные модели, которые бы позволили правильно обосновывать технологию получения того или иного вещества в заданном структурном состоянии. Были попытки сформировать такие модели путем применения одночастичной квантовой теории твердого тела и молекулярной динамики. Однако ни первая ни вторая теории не позволили получить однозначных решений. Это обусловлено тем, что одночастичная квантовая теория твердого тела не верна в своей постановке задачи, а вторая теория – чисто эмпирическая, так как в основе ее используется эмпирический потенциал Леннарда-Джонса [5].

Аллотропические изменения трактуются, как фазовый переход второго рода. Такой подход позволил правильно обосновать условия, в которых происходит такой переход в металлах [6]. Применительно к веществам четвертой группы таблицы Менделеева получение той или иной структуры не ясно, почему происходит трансформации одной структуры в другую под влиянием изменения внешних воздействующих факторов, и когда в каких условиях формируется та или иная структура. Переход одной структуры в другую при изменении внешних физико-химических факторов происходит путем применения сложных технологий. В этой связи рассмотрим каким образом возникают различные структуры основе анализа строения атомов и простейших молекул с образованием кластерных структур и межкластерного взаимодействия.

Целью работы является анализ различных аллотропических изменений на основе квантовомеханического метода расчета энергий связи, обусловленной ковалентной и ионной связями с учетом электрон-дипольного и диполь-дипольного взаимодействия. Для достижения поставленной задачи необходимо решить следующие основные задачи: разработать математический аппарат расчета результирующей энергии связи бинарного взаимодействия для компьютерного моделирования кластерных образований в различных аллотропических состояниях; обосновать каким образом формируются кластерные решеточные структуры в различных аллотропических состояниях.

Строение атомов углерода, кремния, германия, олова. Атом углерода содержит 6-ть электронов, которые образуют оболочки вида: $1s^2$,$2s^2$ и $2p^2$. Атом кремния обладает следующей электронной структурой: $1s^2$,$2s^2$,$2p^6$,$3s^2$,$3p^2$. Аналогично германий – оболочками вида $1s^2$,$2s^2$,$2p^6$,$3s^2$,$3p^6$,$3d^{10}$,$4s^2$,$4p^2$ и олова – оболочками $1s^2$,$2s^2$,$2p^2$, $3s^2$,$3p^6$,$3d^{10}$, $4s^2$,$4p^6$, $4d^{10}$, $5s^2$, $5p^2$.. Исходные данные указанных атомов, которые использовались в расчетах, приведены в табл. 1. Волновые функции, которые описывают состояния электронов в сложных атомных системах, были предложены Слэтером в 1940 г.

[7]. Применяя эти волновые функции можно получить средние удаления электронов, находящихся в различных оболочках. Результаты расчетов приведены в табл.1.

Таблица 1. Исходные данные, на основании которых производился расчет

Вещества	Потенциал первой, второй и третьей кратности ионизации, *эВ*			Среднее удаление электрона от ядра первой, второй и третьей кратности ионизации, *Å*			Эффективный заряд ядра первой, второй и третьей кратности ионизации			Среднее смещение электронного облака от центра атома, Å	Дипольный электрический момент, D
	Θ_1	Θ_2	Θ_3	$r_{p,1}$	$r_{p,2}$	r_s	Z^*_1	Z^*_2	Z^*_3		
C_1	11,26	24,4	47,9	0,92	0,84	0,76	0,72	1,32	2,41	0,386	1,81
Si	8,15	16,3	33,5	1,47	1,36	1,26	0,83	1,54	2,93	0,594	2,74
Ge	7,90	15,9	34,2	1,54	1,45	1,37	0,841	1,59	3,24	0,551	2,31
Sn	7,34	14,6	30,5	1,74	1,64	1,55	0,885	1,66	3,27	0,820	2,085

Средние удаления от ядра атомов указанных веществ электронов *s*-состояния и *p*-состояния разные, и поэтому их волновые функции взаимно перекрываются. Вследствие этого происходит гибридизация волновых функций s и *p* состояний [8] Результирующая волновая функция является суперпозицией волновых функций этих состояний. С учетом нормировки имеем:

$$y = \frac{1}{2}\left(C_1 y_{2s} + C_2 y_{2p}\right), \qquad (1)$$

где,

$$y_{2S} = A r_{2S} \exp(-a\, r_{2S}) \quad и \quad y_{2P} = A r_{2P} \exp(-b\, r_{2P}).$$

Здесь в свою очередь:

$$a = \frac{Z^*_{2S}}{n^* a_0};\ b = \frac{Z^*_{2P}}{n^* a_0};$$

A – нормировочный множитель; и $a_0 = 0{,}529 \cdot 10^{-10}$ *м* – радиус первой орбиты атома водорода.

Волновая функция (1) является гибридной. Гибридизация волновых функций приводит к взаимному смещению относительно ядра атома сферически симметричных *S* и *P* состояний. В результате возникает внутри атома встроенный дипольный электрический момент. Смещение валентных электронов относительно ядра атома определяется по формуле [9]:

$$\bar{x} = \iint x |y|^2 dt_1 dt_2 . \qquad (2)$$

Расчет интеграла (2) применительно к атому углерода был выполнен Коулсоном и составил $0{,}89 a_0$. Этому значению смещения соответствует дипольный электрический момент $p_э = 2{,}2$ *D* (Дебая) [9] (e – заряд электрона). Это достаточно большая величина встроенного дипольного электрического момента атома углерода. Его влияние на энергетику образования различных аллотропических состояний углеродных веществ является существенным. Поэтому для уточнения полученного значения Ч. Коулсоном встроенного электрического дипольного момента атома углерода рассмотрим процесс его образования с несколько других позиций.

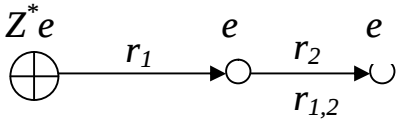


Рис. 1. Расположение валентных электронов разных состояний относительно ядра атома

На рис. 1 приведена схема расположения валентных электронов в заданной оболочке в разных энергетических состояниях. Приравнивая центростремительную силу, обусловленную законом Кулона, центробежной силе для обоих электронов с учетом их взаимного отталкивания получаем следующее значение квадрата смещения:

$$\bar{x}^2 = \frac{Z_1^* e^2}{m_e v_1^2} \cdot \frac{Z_2^*}{m_e v_2^2} \cdot \frac{r_{1,2}^2}{r_1 r_2} = \bar{r}_1 \bar{r}_2 \frac{r_{1,2}^2}{r_1 r_2}. \quad (3)$$

Полученное значение усредним по всему объему конфигурационного пространства электронного облака первого и второго электронов, а именно:

$$\bar{x}^2 = \frac{1}{4} \bar{r}_1 \bar{r}_2 (A_1 A_2)^{1/2} \iint \frac{r_{1,2}^2}{r_1 r_2} |y_{2S}|^2 |y_{2P}|^2 dt_1 dt_2. \quad (4)$$

В интеграле (4) следует учитывать только перекрестное значение волновых функций, так как взаимодействие электрона с самим собой не дает его смещения относительно центра атома. Тогда в случае одного силового центра получаем [10]:

$$\bar{x}^2 = 384 \bar{r}_1 \bar{r}_2 C_1 C_2 a^4 b^4 \left(\frac{1}{a^5 b^3} + \frac{1}{a^3 b^5} \right) \quad (5)$$

Полученные значения смещения электронных оболочек от центра атома и соответствующие им электрические диполи приведены в табл. 1. Вычисления выполненные для углерода достаточно хорошо коррелируют с расчетом Коулсона [9].

С учетом наличия в атомах встроенного дипольного электрического момента сравнительно большой величины вследствие гибридизации состояний валентных электронов уточним структуру и энергию связи молекул C_2, Si_2, Ge_2, и Sn_2.

Образование двухатомных молекул. Известные исходные данные по молекулам использованы те, которые приведены в справочникf[[11,12]. Расчет ковалентной и доли ионной связям производился с применением волновых функций Слэтера. Ковалентная связь рассчитывалась по формуле, которая получена автором [5] в рамках разработки двухчастичной квантовой механики твердого тела:

$$E_{KOB} = \left\{ \sum_{i=1}^{3} N_i k_i^2 \left[\sum_{k=0}^{3} \sum_{l=0}^{3} Z_{a,k}^* Z_{b,l}^* \int_{(a)} \int_{(b)} r_{e,a}(e_k) r_{e,l}(e_l) \left(\frac{H_{1,1} + H_{1,2}}{1+S} \right) de_k de_l \right] \right\} . \quad (6)$$

Здесь суммирование ведется по первой, второй и третьей кратностям ионизации с учетом распределение плотности валентных электронов по энергиям и выполнения расчетов с разными эффективными главными квантовыми числами в процессе вычислений кулоновского ($H_{1,1}$) обменного ($H_{1,2}$) интегралов, а также интеграла перекрытия (S); N_i – количество частиц в i-м координационном слое и κ – коэффициент видности, который определен в [5].

Доля ионной связи определялась по формуле [5]:

$$E_{ИОН} = PS \frac{e^2}{4p e_0 R}, \quad (7)$$

где P – вероятность пребывания одновременно двух валентных электронов вблизи одного из взаимодействующих атомов, S – интеграл перекрытия, R – расстояние между взаимодействующими атомами.

Каждый валентный электрон взаимодействует со встроенным электрическим диполем противоположного атома. Этот вид взаимодействия оценивался по формуле[5]:

$$E_{e-\partial} = 2(1-S)\frac{ep_{Э}}{4p\,e_0 R}. \qquad (8)$$

Диполь-дипольное взаимодействие оценивалось с учетом структуры конденсированной фазы, а именно[5]

$$E_{\partial-\partial} = \frac{p_{Э,1}p_{Э,2}j\,(a_i, N_i)}{4p\,e_0 R_i^3}, \qquad (9)$$

Здесь $\varphi(\alpha_i,N_i)$ – структурный множитель.

Таблица 2. Формирование энергий диссоциации Двухатомных молекул четвертой группы таблицы Менделеева

Парамет-ры	Молекулы			
	C_2	Si_2	Ge_2	Sn_2
$E_{ков.}$	10,316	2,895	2,195	1,693
$E_{ион}$	2,127	0,255	0,171	0,122

Так как расстояние между ядрами во всех рассмотренных молекулах достаточно малое, то ковалентная связь совместно с долей ионной связи реализуются значительные (табл. 2). При этом во всех молекулах возникает только σ-связь. Значительное обменное взаимодействие для молекулы C_2 обладает максимальным значением, когда деформированные орбиты валентных электронов вследствие явления гибридизации расположатся вдоль линии связи взаимно противоположно. В этом случае встроенные электрические диполи расположатся друг против друга своими отрицательными зарядами. Энергия взаимодействия такого расположения диполей положительная, и должна ослаблять результирующую энергию связи, обусловленную ковалентной и ионной связями. В этом случае электрон-дипольное взаимодействие также ослабляет результирующую энергию связи. Для остальных молекул встроенные электрические диполи располагаются друг за другом. При таком расположении диполей электрон-дипольные взаимодействия взаимно компенсируются, а диполь-дипольное взаимодействие упрочняет ковалентную и ионную связи. Результаты вычислений по (6)-(9) приведены в табл.2. Результирующая энергия связи соответствует энергии диссоциации. Совпадение расчетных значений с экспериментальными данными [11] в пределах ошибок измерений и расчетов свидетельствует о правильности предложенной физической модели образования рассмотренных двухатомных молекул.

Углерод представляет особый интерес, т. к. обладает широким спектром аллотропических превращений. Поэтому на этом примере выясним причину возникновения аллотропических превращений, которые свойственны не только углероду, но и другим чистым и композиционным веществам.

Образование молекулы C_3. На рис. 2 показана схема взаимодействия атома углерода с молекулой C_2 (на рис. 2 выделена пунктирной линией). Молекула C_3 образуется вследствие взаимодействия атома углерода с молекулой C_2. Минимум потенциальной энергии взаимодействия реализуется так, как это

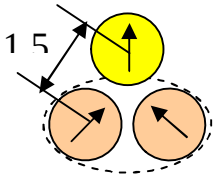


Рис. 2. Общий вид молекулы C_3

показано на рис. 2. В таком расположении атомов включаются электрон-дипольное и диполь-дипольное взаимодействия, а ковалентная и доля ионной связи также имеют достаточно большое значение.

Взаимодействие атома углерода с молекулой C_2 приводит к обобщению всех трех атомов в единую молекулу C_3. При этом молекула C_2 деформируется так, что расстояние между атомами в этой молекуле возрастает от 1,242 *Å* до 1,540 *Å* . На это тратится работа, равная 1,787 *эВ*. Поэтому в результирующей энергии связи атома углерода с молекулой C_2 это значение работы учитывается как положительная величина, т.е. приводит к ее ослаблению. Так как происходит существенная деформация молекулы C_2, то это неизбежно сказывается на расположении электрических диполей исходных атомов. Чтобы обеспечить максимальную энергию диполь-дипольного взаимодействия, необходимо их расположить так, как это показано на рис. 2. Учет всех возможных типов взаимодействий в системе $C_2 - C$ позволил установить, что общая энергия разрыва связи $C_2 - C$ составляет 6,383 *эВ*. Энергия ионизации молекулы C_3 составляет 11,5 *эВ*, а средний ее радиус – 1,584 *Å*.

Таблица 3. Результаты расчета всех видов связи для углерода в различных аллотропических состояниях.

Вещество	Энергия связи, *эВ*				Результи-рующая	$E_{д-д}$/ $E_{рез}$
	ков.	ион.	*е - д*	*д – д*		
C_2	-6,573	-2,127	-1,210	+3,536	-6,374	-0,55
$C_2 - C \rightarrow C_3$	-2,118	-2,576	-1,870	-1,606	-6,383	0,25
$C_2 - C_2$ в слое	-1,209	-0,005	-0,162	-2,496	-1,855	1,346
$C_2 - C_2$ между слоями	-0,025	-0,022	-0,003	+0,232	+0,182	1,275
слой под слоем	-0,025	-0,022	-0,003	-0,240	-0,290	0,83
$C_3 - C$ 5-ть атомов	-0,613	-0,158	-2,295	-1,854	-4,841	0,38
$C_3 - C$ 8-мь атомов	-0,613	-0,158	-3,040	-1,255	-4,664	0,27
$C_3 - C_2$	-0,267	-0,102	-0,930	-0,927	-2,226	0,42
$C_3 - C_3$	-1,094	-0,040	-1,472	-7,42	-10,026	0,74

Взаимодействие молекул $C_2 - C_2$. На рис. 3 показано строение вещества, которое обусловлено взаимодействием $C_2 - C_2$, в заданной плоскости. Такое расположение молекул C_2 относительно друг друга приводит к их растяжению. Расстояние между атомами внутри молекулы возрастает с 1,242 *Å* до 1,415 *Å* [8]. На это тратится работа равная 2,017 *эВ*. Расчет, выполненный по (6)-(9), приведен в табл. 3. Результирующая энергия связи молекул C_2 в плоском слое, как это показано на рис. 3, равна 1,855 *эВ*. Энергия связи при этом формируется преимущественно диполь-дипольным взаимодействием. Расстояние между слоями составляет 3,35 *Å* . Если подслой размещается со сдвигом так, что молекулы C_2 находятся по центру шестиугольника, то результирующая энергия связи будет положительной и составит 0,182 *эВ*. Если же сместить подслой вправо или влево от центра шестиугольника, то энергия связи уже составит 0,290 *эВ*. Получается, что даже незначительные сдвиговые деформации приводят к самопроизвольному расслоению такого материала. Таким свойством обладает графит [8]. Следовательно, взаимодействие молекул $C_2 - C_2$ формирует графит.

Уголь обладает нитевидной структурой. Энергия связи молекул C_2 между собой в этом аллотропическом состоянии составляет ~ 2,3 *эВ*, а между нитями определяется только ковалентной связью и обладает значением ~ 1,21 *эВ*.‘

Взаимодействие $C_3 - C$. При взаимодействии атомов углерода с молекулой C_3 происходит постепенное наращивание вокруг молекулы C_3 атомов углерода, образуя при

этом замкнутую конфигурацию из 5-и, 8-и, 34-х и т.д. устойчивых конфигураций типа кластеров. Что собой представляют эти конфигурации показано на рис. 4.

Когда в молекуле C_3 сверху и снизу располагается атом углерода, то возникает устойчивая конфигурация из 5-и атомов. Энергия связи атома углерода с молекулой C_3 составит 4,831 *эВ*. В табл. 3 приведены расчетные значения энергий связи при различных взаимодействиях. Расстояние между взаимодействующими центрами C_3 и C составляет 2,354 *Å*. При расчетах электрон-дипольного и диполь-дипольного взаимодействия расстояние между частицами использовалось 1,54 *Å*. Между атомами углерода диполь-дипольное взаимодействие составляет 0,178 *эВ*. Это взаимодействие ослабляет результирующую энергию связи. Результирующая энергия связи значительная и обусловлена в основном электрон-дипольным и диполь-дипольным взаимодействием.

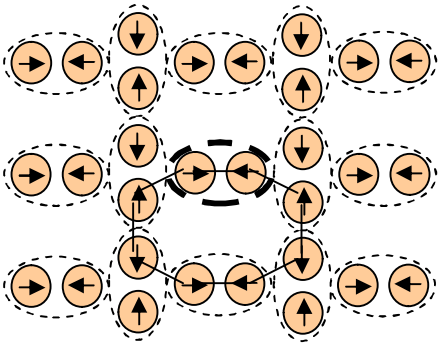
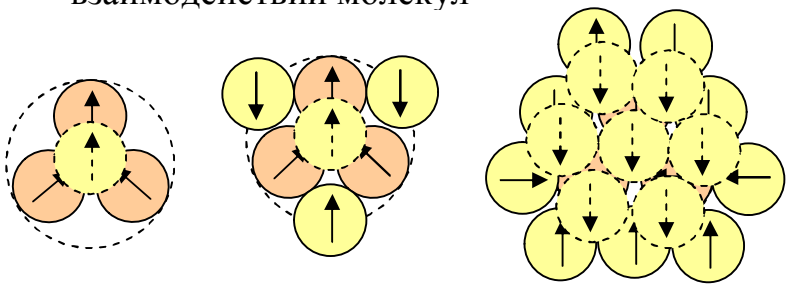


Рис. 3. Фрагмент строения вещества при взаимодействии молекул

Когда формируется кластер из 8-ми атомов, то минимальная энергия связи следующего слоя атомов углерода с кластером составляет 4,664 *эВ*. Конкретный расчет различных типов взаимодействий представлен в табл. 3. По существу энергия связи атомов углерода непосредственно с молекулой C_3 существенно не отличаются друг от друга в зависимости от их расположения в различных слоях относительно молекулы C_3. Так как энергия связи атомов углерода с молекулой C_3 весьма значительная, то происходит обобщение валентных электронов и возникает кластер с количеством частиц, определяемых числом Фибоначчи. Последующие атомы углерода взаимодействуют с кластером, размер которого значительно возрос. Поэтому ковалентной и ионной связями можно пренебречь и рассматривать только взаимодействие электрон-диполь и диполь-дипольное. Каждый атом углерода своими диполями взаимодействует одновременно с тремя атомами углерода, расстояние между которыми 1,54 *Å*. Расположение дипольных электрических моментов показано на рис. 4. Результирующая энергия связи для каждого атома углерода последующего слоя составляет ~ 4,15 *эВ*.



5 8 34

Рис.4. Оптимальное число частиц и их расположение в фуллерене

Итак, энергия связи атомов углерода независимо от того, в каком слое они находятся, составляет более 4 *эВ* на атом. Каждый полностью заполненный слой представляет собой макромолекулу с обобщение валентных электронов. Образующиеся таким образом частицы получили название фуллерены. Это достаточно прочные образования кластерных макромолекул. Теперь рассмотрим какое вещество формируется в результате взаимодействия молекул C_3 и C_2.

Взаимодействие $C_3 - C_2$. Общая схема расположения молекул C_2 относительно молекулы C_3 приведена на рис. 5. Расстояние между центрами молекул C_2 и C_3 равно 2,664 *Å* Выполненный расчет ковалентной и доли ионной связей приведен в табл. 2. Из рис. 5 видно, что наличие в центре кластерного образования молекулы C_3 приводит к возникновению отростков из молекул C_2 (нижняя часть рис. 5), которые взаимно отталкиваются друг от друга. Дальнейший их рост приводит к замкнутой структуре, изображенной на рис. 3. Внутри такой структуры образуется пустота, размер которой может составлять десятки нанометров. Наращивание слоев, изображенных на рис. 5, приводит к формированию нанотрубок.

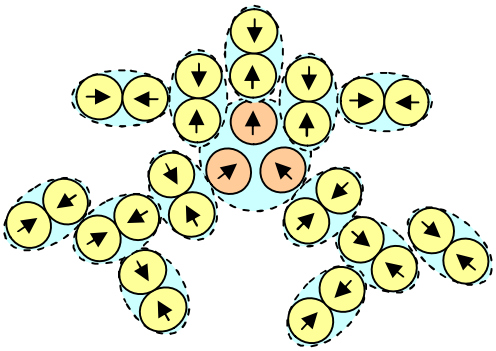


Рис. 5. Схематичное изображение формирование

Взаимодействие $C_3 - C_3$. Характер расположения молекул C_3 в слое показан на рис. 6. Такое их расположение формирует гранецентрированную кубическую структуру с расстоянием между атомами 1,54 *Å*, как это реализуется в молекуле C_3. Каждая молекула C_3 в ближайшем окружении содержит 12 таких молекул. Ковалентная связь между ними определяется обменным взаимодействием (в основном σ-связь) с энергией ионизации 11,5 *эВ*. Величина ковалентной связи и энергия других типов взаимодействий приведены в табл. 2. Молекулы C_3 располагаются снизу и сверху относительно слоя, изображенного на рис. 6 и образуют свою кубическую структуру, которая сдвинута относительно исходной кубической структуры на половину ее грани. Возникает алмазная структура. Энергия связи преимущественно определяется диполь-дипольным взаимодействием. Поэтому алмазная структура углерода обладает хрупким разрушением, что и подтверждается экспериментом.

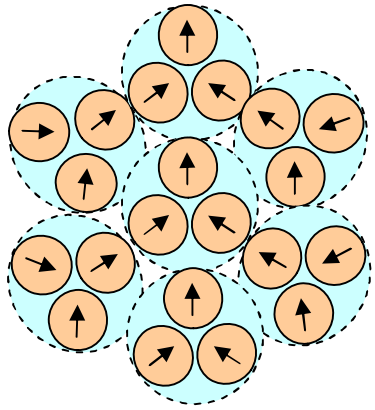


Рис. 6. Расположение молекул C_3 в слое в процессе их взаимодействия

Выводы: В атоме углерода вследствие гибридизации *s* и *p* состояний возникает встроенный дипольный электрический момент. При образовании молекулы C_2 встроенные электрические моменты направлены взаимно противоположно, ослабляя ковалентную связь и долю ионной связи. Энергия разрыва связи $C_2 - C$ определяется всеми возможными типами взаимодействия и составляет 6,38 *эВ*. Взаимодействие молекул $C_2 - C_2$ в слое и между слоями определяется ковалентной связью и диполь-дипольным взаимодействием, но между слоями возникает неустойчивое равновесие, что и определяет структуру графита. Уголь представляет собой нитевидную структуру, которая определяется взаимодействием $C_2 - C_2$, сдвинутых относительно друг друга на величину атома углерода. Взаимодействие $C_3 - C$ определяет структуру фуллеренов, взаимодействие $C_3 - C_2$ – структуру нанотрубок и, наконец, взаимодействие $C_3 - C_3$ – структуру алмаза.

Список литературы:1. Витязь П.А. Наноструктурные материалы и перспективы их применения //III международный научный семинар «Наноструктурные материалы – 2004 Беларусь-Россия». – Мн.: ИТМО НАН Беларуси, 2004. С. 7-9. **2.** Huber P.V., Evans

J.S., Schexnayder Jr. C.J. Comparision of Theoretical and Flight-Measured Ionization in a Blut Body Re-Entry Flowfield //AIAA Journal, 1971, V. 9, №6. P. 1154-1182. **3.** Шпилевский Э.М. Металл-фуллереновые материалы и структуры //XI Международная научно-техническая конференция «Высокие технологии в промышленности России» 8-10 сентября 2005 г. Москва. – М.: ОАО «Техномаш», 2005. С. 122-130. **4.** Дворкин В.В., Дзбановский Н.Н., Кривченко В.А. и др. Исследование углеродных нанотрубок, полученных методом гидролиза //XI Международная научно-техническая конференция «Высокие технологии в промышленности России» 8-10 сентября 2005 г. Москва. – М.: ОАО «Техномаш», 2005. С. 144-148. **5**. Гречихин Л.И. Физика наночастиц и нанотехнологий. – Мн.: УП «Технопринт», 2004. – 399 с. **6**. Гречихин Л.И. Энергия связи и фазовые переходы в металлах //Сб. трудов IX Международной научно-технической конференции «Машиностроение и техносфера XXI века» 9-15 сентября 2002 г. Севастополь-Донецк. – Донецк: ДонНТУ, 2002, Т. 1. С. 138-146. **7**. Slater J.C. Wave Functions in a Periodic Potential // Phys. Rev. 1937, V. 51, №10. P. 846-851. **8.** Глинка Н.Л. Общая химия: Учебное пособие для втузов /Под ред. В.А. Рабиновича. – Л.: Химия, 1983. – 704 с. **9.** Коулсон Ч. Валентность. – М.: Мир, 1965. – 426 с. **10.** Гомбаш П. Проблема многих частиц в квантовой механике. –М.: Изд.-во Иностранной литературы, 1952. – 279 с. **11**. Радциг Ф.Ф., Смирнов Б.М. Справочник по атомной и молекулярной физике. – М.: Атомиздат, 1980. – 240 с. **12.** Братцев В.Ф. Таблицы атомных волновых функций – М.-Л.: Наука, 1966. – 192 с.

Сдано в редакцию 5.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

НЕПРЕРЫВНЫЙ АВТОМАТИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОТДЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ В СЛОЖНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

Гречихин Л. И., Шумский И. П. (*МГВАК, ООО «Регула», г. Минск, Беларусь*)

Dynamic of behavior of separate grains in polycrystalline structural material under mechanical and heat loading is a matter of the article. The general algorithm of correct decision making about the outage beginning for each component under control is analyzed. The description of automatic system for the reliability and durability control of the constructions in the complicated mechanical system using the artificial neuronal net is given.

В настоящее время в машиностроении возникла острая необходимость в непрерывном контроле надежности и возможной дальнейшей эксплуатации, как отдельных элементов, так и сложной механической системы в целом. Решение принимается по факту отклонения от порогового значения той или иной измеряемой величины. Если сложная механическая система эксплуатируется в экстремальных условиях изменения температурных и механических воздействий, то возникает неопределенная ситуация, когда принять правильное решение не представляется возможным. Так в процессе измерения величины удлинения отдельных конструкций в зависимости от приложенного напряжения в области пластической деформации, как это предложено в работах [1,2], вследствие упрочнения приповерхностных слоев могут быть допущены грубые ошибки.

Аналогичная ситуация возникает, когда анализируется величина твердости [3, 4]. Для принятия правильного решения по твердости возникает необходимость проводить измерения в разных точках поверхности конструкционной детали, где твердость будет разной. В таких условиях неизбежно будут возникать ошибки. В работе [5] предложено принимать решение по величине интенсивности звуковой эмиссии и коэффициенту фрактальности зависимости «деформация-напряжение». Если это отдельная деталь, то для нее принимается безошибочное решение, а если эта деталь находится в сложной конструкции, то неизбежны ошибки в принятии правильного решения. В работе [6] рассмотрено применение корреляционного анализа. В этом случае принимается решение по изменению спектра амплитудных модуляций. Если в сложной системе каждая из деталей обладает своей резонансной частотой, отличной от других, то тогда возможно принять правильное решение. В противном случае также могут возникать ошибочные решения.

В работах [6-8] предложено использовать электромагнитную эмиссию для анализа работы сложной механической системы. Здесь ситуация несколько лучшая, но перепутывание не исключено, особенно когда возникает деформационное старение [9] и каждая деталь выходит на свой стационарный режим работы.

Целью работы является создания автоматической системы контроля ресурса работы сложной технической системы по изменению структуры отдельного зерна в особо опасных конструкционных деталях. Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие основные задачи: разработать алгоритм принятия решения о возможном выходе из строя контролируемой детали сложной технической системы; разработать соответствующий датчик, позволяющий принимать правильные решения.

В настоящей работе рассмотрим еще одну возможность принятия правильного решения о возможном выходе из строя той или иной детали в сложной механической системе по характеру изменения геометрического размера отдельного зерна в поликристаллической структуре.

Отклик геометрического рисунка отдельного зерна на внешнее воздействие. Внешнее воздействие следует рассматривать как температурное, так и механическое. Такие воздействия существенным образом оказывают влияние, прежде всего, на энергию связи межзеренную, внутризеренную, межкластерную и межатомную внутри кластера. При общем одинаковом подходе [10] имеется и своя специфика при температурном и механическом воздействиях.

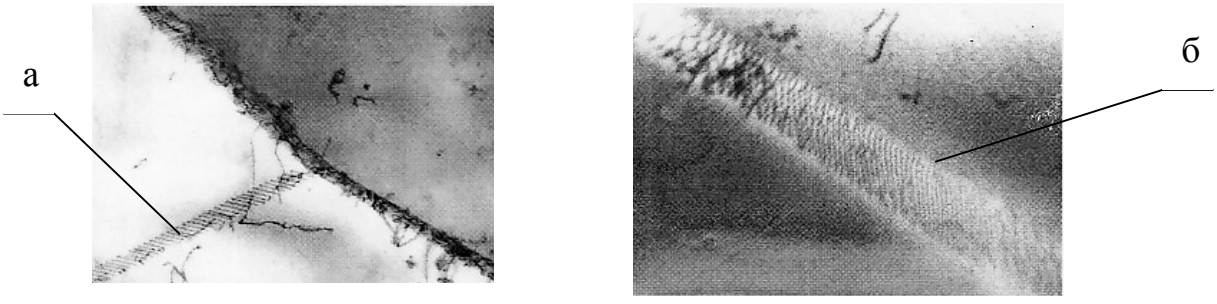
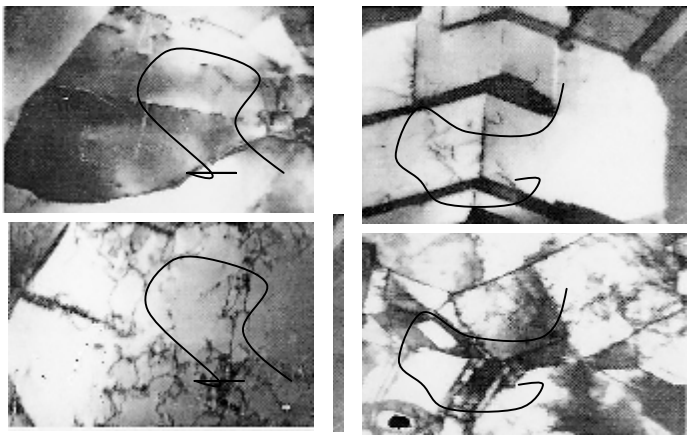


Рис. 1. Дислокационная сетка для никеля (*а*) и для меди (*б*)

При механическом воздействии в межзеренном взаимодействии, т.е. в местах спайности ковалентной и долей ионной связями можно пренебречь и рассматривать только обменное взаимодействие в системе кластер-зерно. В области границы спайности кластеры вследствие их малой концентрации не создают кристаллического монолита, а

происходит их адгезия на кристаллическом зерне только в отдельных местах. Такая адгезия приводит к росту кристаллического зерна столбообразно в виде пирамидальной структуры со всех зерен, формирующих данную границу. Такие пирамиды замыкаются в центре границы спайности, образуя сетчатую структуру, которая экспериментально обнаружена и описана в работе [11]. Полученные экспериментальные данные приведены на рис. 1*а* для никеля и на рис1*б* для меди.

Внутри кристалла кластеры ГЦК структуры создают щелевидные пустоты-дислокации 4,05 R_0 , 3 R_0 и 0,31 R_0, а кластеры ОЦК структуры – 3,63 R_0 и 0,414 R_0 (R_0 – межатомное расстояние внутри кластера) [12]. В щелевидных пустотах чистых материалов могут находиться только отдельные атомы, обменное взаимодействие которых определяет связь между кластерами. Под воздействием внешних нагрузок крупное зерно начинает распадаться на более мелкие зерна по щелевидным пустотам. Вначале распад происходит по щелевидным пустотам большого размера, а затем – по щелевидным пустотам меньшего размера. В работе [11] этот процесс детально исследован и в качестве примера на рис. 2 приведены результаты распада крупных зерен на более мелкие для никеля и меди. Очевидно, что образование мелкозернистой структуры приводит к возрастанию энергии связи на единицу массы зерна, что приводит к возрастанию, как модуля Юнга, так и твердости такого материала, но это уже пластическая деформация. Такая деталь подлежит немедленной замене.



а) б)

Рис. 2. Распад кристаллического зерна под влиянием внешних нагрузок в процессе перехода в режим пластической деформации

При высоких температурах разогрева энергия связи резко ослабляется, и конструкционный материал при меньших нагрузках будет переходить в режим пластической деформации. Характер изменения структуры поликристаллического материала с ростом температуры приведен на рис. 3, заимствованный из работы [11].

Следовательно, изменение геометрического рисунка отдельного зерна при механическом и тепловом воздействиях является достаточно информативным признаком для принятия правильного

Рис. 3. Распад и возникновение новых межзеренных границ в поликристаллическом никеле при температурах отжига соответственно слева на право 300, 500 и 600^0 С.

решения о замене той или иной детали в сложной механической системе. В этой связи была разработана специальная аппаратура для цифровой обработки рисунка зерна в автоматическом режиме.

Описание аппаратуры принятия правильного решения о надежности и долговечности отдельных деталей сложной механической системы. После выбора отдельного зерна в поликристаллическом материале на его изображение наносится искусственная нейросеть, как это показано на рис. 2. Траектория программируется и по ней производятся измерения контраста в отраженном или проходящем свете. Каждая граница спайности дает свой отпечаток на исследуемой траектории. Количество таких отпечатков определяется при ненагруженном образце и заносится в долговременную память в качестве эталона.

Под действием внешних нагрузок происходит распад крупного зерна на более мелкие, что приводит к увеличению границ спайностей на заданной нейронной сети. Распад крупных зерен на более мелкие вследствие старения или действия внешних нагрузок приводит к упрочнению конструкционного материала и это положительный фактор. Однако такой процесс может быть принят автоматической системой как признак начала разрушения материала. Чтобы избежать принятия неправильного решения, необходимо для каждого материала, из которого изготовлена деталь в сложной системе, провести предварительные испытания, и установить какое количество мелких зерен на единицу поверхности определяет начало разрушения, а не упрочнения того или иного конструкционного материала. В данной конкретной ситуации критерием принятия правильного решения может служить количество возникающих новых границ спайностей за единицу времени при воздействии механических и тепловых нагрузок. Эти данные составляют основу алгоритма принятия правильного решения автоматической системой.

Рис.4. Микроскоп с монитором, на котором показано исследуемое

Датчик, который следит за поведением межзеренных границ в процессе эксплуатации сложной механической системы, представляет собой микроскоп, оснащенный специальным процессором. Для визуализации технического состояния каждой детали предусмотрена связь с ЭВМ, которая позволяет одновременно демонстрировать изображения всех контролируемых деталей сложной механической системы. Конкретная изготовленная техника для этих целей показана на рис. 4.

Список литературы: 1. Уткин В. С., Кошелева Ж. В. Определение остаточной надежности и остаточного ресурса конструкций по ограниченной информации. // XV Петербургские чтения по проблемам прочности. СПб, 12-14 апреля 2005: Сб. тезисов. СПб., 2005. С. 95 **2.** Барон А. А., Бахрачева Ю. С. О возможности прогнозирования кинетической диаграммы усталостного разрушения по результатам испытаний на растяжение. //Современные проблемы прочности: Научные труды VI Международного симпозиума им. В. А. Лихачева, г. Старая Русса, 20-24 октября 2003. Новгород: Изд.-во НГУ им. Я. Мудрого, 2003. – Т. 2. – С. 183-187. **3.** Baron A., Bakhracheva J. The Metod for Lifetime Estimation through the Mechanical Properties in Tension. //Mechanika (Kaunas). – 2004. - № 3. – P. 29-32. **4.** Шумский И. П. Принятие решений в автоматическом режиме при

оптимальном управлении сложной механической системой по универсальному множеству. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сб. научных трудов. – Донецк, ДонНТУ, 2005. **5.** Башков О. В., Семашко Н. А. Акустическая эмиссия при смене механизмов деформации пластичных конструкционных материалов. //Физическая мезомеханика. – 2004. Т. 7. № 6. С. 59-62. **6.** Гречихин Л. И. Безразборная техническая диагностика сложных конструкций и возможности прогнозирования ресурса работы. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методы их решений. /Труды V Международной конференции – СПб.: Изд.-во СПбГПУ, 2003. – С. 152-173. **7.** Шибков А. А., Шуклимов А. В., Кольцов Р. Ю. и др. Идентификация процессов структурной релаксации во льде по сигналам электромагнитной эмиссии. //XV Петербургские чтения по проблемам прочности. СПб, 12-14 апреля 2005: Сб. тезисов. СПб., 2005. С. 95. **8.** Шибков А.А., Желтов М. А., Шуклимов А. В. и др. Исследования неустойчивой пластической деформации металлов методом электромагнитной эмиссии. // XV Петербургские чтения по проблемам прочности. СПб, 12-14 апреля 2005: Сб. тезисов. СПб., 2005. С. 96. **9.** Арутюнян Р. А. Проблема деформационного старения и длительного разрушения в механике материалов. СПб.: Изд.-во СПбГУ, 2004. – 252 с. **10.** Гречихин Л. И. Об аналогии структурных температурных изменений и пластической деформации в металлах. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методы их решений. /Труды IV Международной конференции – СПб.: «Нестор», 2001. – С. 93-94. **11**. Викарчук А. А., Воленко А. П., Довженко О. А. и др. Доклад «Физические основы создания наноматериалов из пентагональных частиц и нанотрубок. // XV Петербургские чтения по проблемам прочности. СПб, 12-14 апреля 2005: Сб. тезисов. СПб., 2005. **12.** Гречихин Л. И. Физика наночастиц и нанотехнологий. Общие основы, механические, тепловые и эмиссионные свойства. – Мн.: УП «Технопринт», 2004. – 399 с.

Сдано в редакцию 5.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

ВПЛИВ МОДИФІКАЦІЇ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ПРИ ФРИКЦІЙНОМУ ЗМІЦНЕННІ НА ПІДВИЩЕННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Гурей І.В., Гжесік В. (*ТДТУ ім. Івана Пулюя, ПО, м. Тернопіль, м. Ополе, Україна, Польща*)

The metastable structures (write layer) in a surface layer of metal are created by means of processing methods using the high concentrated sources of power, as well as by means of friction hardening. The friction hardening essentially increases durability of grey cast iron SCh 20 under the friction with boundary lubrication. Thus, under friction with boundary lubrication of grey cast iron and grey cast iron SCh 20 couple the rings wear decrease in 8.0 times and the shells in 6.4 times after friction hardening under MHO-64a technological medium in comparison with non-hardening one. Only one part of the couple was hardened. Non-hardening couple of friction is workable for unit load 2 MPa, hardening couple work normally for 6 MPa.

У даний час машинобудування розвивається в напрямку збільшення швидкості та навантаження при роботі деталей машин, механізмів. Для цього потрібно постійно

підвищувати їх надійність та довговічність. Основна частина вузлів машин виходить з ладу у результаті поверхневого руйнування, найбільше від зношування. Традиційні конструкційні матеріали і їх об'ємна термічна обробка свої можливості вичерпали. Тому на даному етапі є актуальна необхідність розроблення нових технологій поверхневого зміцнення для підвищення довговічності деталей машин і роботи їх у екстремальних умовах. Виробництво виробів з подовженим терміном експлуатації, виготовлення деталей із зносостійкою поверхнею вигідно реалізувати шляхом створення відповідної поверхні матеріалу, оскільки властивості, які повинна мати деталь для взаємодії з зовнішнім середовищем можна досягти тільки завдяки отриманню необхідної поверхні. Керування властивостями поверхні можна здійснювати двома шляхами: перший – на поверхні деталі формується шар з відмінним від основного матеріалу складом, другий – за рахунок модифікації поверхневого шару, т.т. зміни його структури (аморфізація, створення метастабільних структур) або його легування.

При застосуванні покриттів різко змінюються фізико-механічні властивості та хімічний склад при переході від основного металу до покриття. На сьогоднішній день у вітчизняній і зарубіжній літературі існує твердження про недостатню міцність покрить в екстремальних умовах експлуатації. Повсюди відмічається, що при підвищенні контактних навантажень зміцнювальний ефект покриттів зменшується.

У той же час почав розвиватись другий шлях керування властивостями поверхневого шару – модифікацією робочих поверхонь деталей. У цьому випадку зміна властивостей поверхні відбувається за рахунок зміни структури поверхневих шарів, а саме створенням метастабільних структур, поверхневого легування, а також при аморфізації.

Даний шлях почав розвиватись завдяки застосуванню технологічних методів з використанням висококонцентрованих джерел енергії. При даних методах поверхневого зміцнення швидкість нагріву поверхневого шару досягає 10^5-10^6 К/с. За короткий час поверхневі шари металу нагріваються до температур вище точки фазових перетворень (A_{c3}). Так як товщина нагрітого шару невелика, то його охолодження відбувається з великими швидкостями (10^4-10^6 К/с) за рахунок відводу тепла вглибину металу. У результаті такого охолодження фіксується стан, при якому із твердого розчину ще не встигають виділитися окремі фази або це виділення не встигло повністю завершитися. При високій швидкості охолодження розплавленого заліза фіксується γ-фаза, вуглець не встигає виділитися у вигляді цементитних утворень і залишається у розчині або частково переходить у тетраедричні пори Fe_a, у результаті чого утворюється мартенсит. Вміст вуглецю в мартенситі значно більший концентрації, яка відповідає точці мартенситного перетворення. При цьому в поверхневому шарі деталей машин формується специфічний структурно-напружений стан металу - білий шар. Структура білого шару представляє собою високодисперсний мартенсит, залишковий аустеніт і дуже дисперсні карбіди [1].

Фрикційне зміцнення відноситься до технологій поверхневого зміцнення висококонцентрованими потоками енергії. Висококонцентрований потік енергії утворюється в зоні контакту при високошвидкісному (60-80 м/с) терті металевого інструмента по оброблюваній деталі. При цьому відбувається інтенсивне зсувне деформування. У зону зміцнення подавали у великій кількості технологічне середовище. Як технологічне середовище використовували мінеральне мастило «Індустріальне - 20А», поверхнево активну полімервмісну мастильно-охолоджувальну

рідину МХО-64а. Для подачі технологічного середовища в зону зміцнення використовували систему подачі мастильно-охолоджувальної рідини верстата.

Досліди показали, що при фрикційному зміцненні сталі у поверхневому шарі формується білий шар. Технологічне середовище, яке застосовується при цьому, впливає на процес формування зміцненого шару. При застосуванні як технологічне середовище мінерального мастила в зоні контакту відбувається розкладання його на атомарний вуглець. Останній дифундує у поверхневі шари деталі і сприяє формуванню білого шару. Поверхнево-активна мастильно-охолоджувальна рідина МХО-64а у своєму складі містить мінеральне мастило, а також компоненти, які під дією високих температур та тисків розкладаються, активують поверхню, зменшують поверхневу енергію та при цьому ще виділяється активний водень. Мікротвердість поблизу поверхні найбільша після зміцнення з використанням МХО-64а.

Дослідження зносостійкості при терті ковзанням з граничним мащенням проводили на установці СМЦ-1 по схемі «кільце-вкладка» при питомому навантаженні P = 0,2-1 МПа і швидкостях ковзанням v = 0,5-1,8 м/с. Час випробувань пари тертя на одному етапі складав t = 110 год. Мастило «Індустріальне-30А» подавали у зону тертя по 15-20 капель у хвилину.

Нерухомий зразок-вкладка був з’єднаний з диференціальним давачем силовимірювача. Сигнал з нього записувався потенціометром типу КСП-4, який фіксував момент тертя. За моментом вираховували коефіцієнт тертя. На вкладках в отворах закріплювали термометричні перетворювачі з термоелектродами діаметром 0,2 мм. Сигнали з термоелектричних перетворювачів подавалися на трьохканальний потенціометр типу КСП-4, який фіксував інтегральну температуру на глибині 0,3-0,5 мм від поверхні тертя.

Перед початком випробувань усі пари тертя припрацьовували до стабілізації моменту тертя і прилягання спряжених поверхонь, яке оцінювали по наявності слідів тертя на площі не менше 90% робочої поверхні тертя кожного зразка.

За критерій величини зношування приймали втрату маси зразків після 20 год тертя, яку визначали зважуванням на аналітичній вазі марки ВЛА-200Г-М з точністю ±0,2 мг. Після цього визначали інтенсивність зношування.

Фрикційне зміцнення робочих поверхонь кілець проводили на спеціальній установці, змонтованій на базі токарно-гвинторізного верстата моделі 16К20 [2]. Як технологічне середовище використовували мінеральне мастило «Індустріальне-30А» та поверхнево активну мастильно-охолоджуючу рідину типу МХО-64а.

Зразки досліджуваних пар тертя виготовляли з сірого чавуну СЧ 20 після штучного старіння. Фрикційно зміцнювали тільки робочі поверхні зразків-кілець, вкладки - були тільки шліфовані електрокорундовим кругом. При зміцненні обох тіл пари тертя ефект підвищення зносостійкості нівелюється. Для порівняння використовували незміцнену пару тертя. Шорсткість робочих поверхонь після фрикційного зміцнення становила R_a = 0,25-0,50 мкм, після електрокорундового шліфування - R_a = 0,50-0,63 мкм.

Досліди показали, що фрикційне зміцнення з використанням як технологічне середовище мінерального мастила та МХО-64а суттєво підвищує зносостійкість пари тертя чавун-чавун СЧ 20. Так, при терті фрикційно зміцнених з використанням як технологічне середовище мінерального мастила чавунних кілець у парі з незміцненим вкладками при питомому навантаженні 2 МПа, величина зношування їх зменшилася майже у 5 разів, а вкладок - у 4 рази. Після зміцнення з використанням як технологічне

середовище МХО-64а величина зношування кілець зменшилася майже у 8 разів, а вкладок - у 6,4 разів у порівнянні з незміцненою парою тертя (рис. 1).

Збільшення питомого навантаження приводить до підвищення інтенсивності зношування. Максимальне збільшення інтенсивності зношування спостерігається при питомому навантаженні в межах P = 0-0,75 МПа. Збільшення питомого навантаження від 0,75 МПа до 2 МПа приводить до зменшення інтенсивності зношування. При цьому проходить окислювальний процес зношування. При збільшенні питомих навантажень більше 2 МПа переважаючим видом зношування для незміцненої шліфованої пари є схоплювання. При зношуванні незміцненої пари з питомим навантаженням 4,5 МПа через 4-5 год тертя проходить різке зростання температури, руйнування мастильної плівки, що приводить до інтенсивного схоплювання, з'являються подряпини та починається патологічне зношування. Пара тертя стає непрацездатною (рис. 2). Збільшення питомого навантаження у 6 разів від 0,75 МПа до 4,5 МПа при терті фрикційно зміцнених кілець привело до збільшення їх інтенсивності зношування тільки у 1,8-2,3 разів, а вкладок, які працювали з ними у парі - у 2,6-3,3 рази.

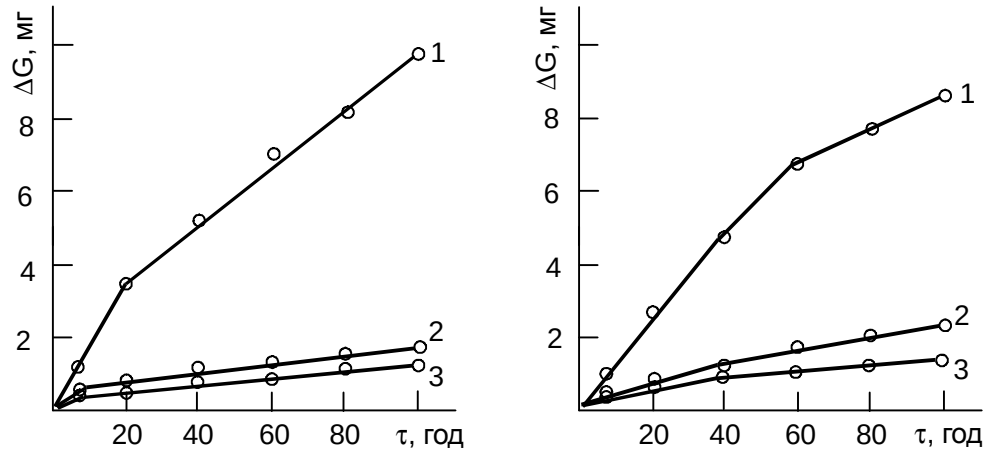


Рис. 1. Кінетика зношування при граничному мащенні пари чавун СЧ 20 - чавун СЧ 20 (P = 2,0 МПа; V = 0,9 м/с): 1 - ЕШ; 2 - ФЗ, мінеральне мастило; 3 - ФЗ, МХО-64а.

Як показали досліди, білий шар значно впливає на температуру, яка виникає в зоні тертя (рис. 3). У початковий період тертя температура різко зростає і досягає максимального значення. Збільшення температури в зоні тертя сприяє утворенню на поверхні тертя деталей якісних вторинних структур. Утворені вторинні структури збільшують площу контакту і понижують фактичне питоме навантаження, що приводить до поступового зниження температури до встановленого значення.

Збільшення питомого навантаження приводить до інтенсивного росту температури в зоні тертя (рис.4). Значно менше підвищення температури зі збільшенням питомого навантаження спостерігається на фрикційно зміцнених зразках. Так, при терті зразків у діапазоні навантаження 0,75-4,5 МПа відбувається нормальний окислювальний процес тертя. Збільшення питомого навантаження вище 4,5 МПа приводить до різкого підвищення температури.

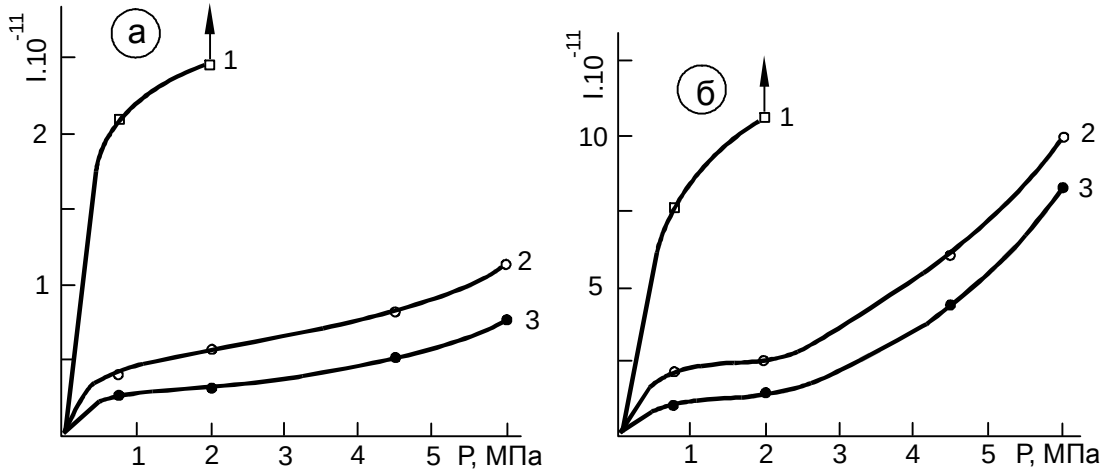


Рис. 2. Вплив питомого навантаження на зношування пари чавун СЧ 20 - чавун СЧ 20 при граничному мащенні кільця (а) та вкладки (б) (V = 0,9 м/с): 1 - ЕШ; 2 - ФЗ, мінеральне мастило; 3 - ФЗ, МХО-64а.

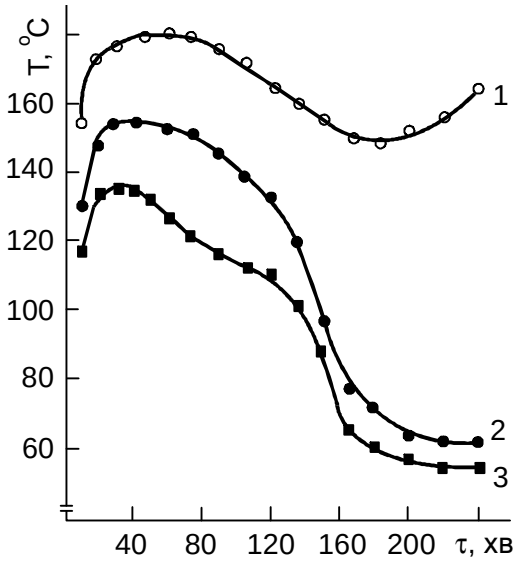


Рис. 3. Кінетика температури в зоні контакту пари чавун СЧ 20 - чавун СЧ 20 при терті з граничним мащенням (P = 4,5 МПа; V = 0,9 м/с): 1 - ЕШ; 2 - ФЗ, мінеральне мастило; 3 - ФЗ, МХО-64а.

Збільшення швидкості ковзання також приводить до підвищення температури в зоні тертя. Збільшення швидкості від 0,5 до 0,9 м/с не значно підвищує температуру в зоні контакту. Зі збільшенням швидкості ковзання вище 0,9 м/с температура в зоні тертя різко зростає. Це свідчить про інтенсивну зміну фазового і структурного стану металу в зоні тертя. Мінімальна температура в зоні тертя при всіх досліджуваних швидкостях ковзання зареєстрована на зразках після фрикційного зміцнення з МХО-64а, максимальна - на незміцнених, шліфованих.

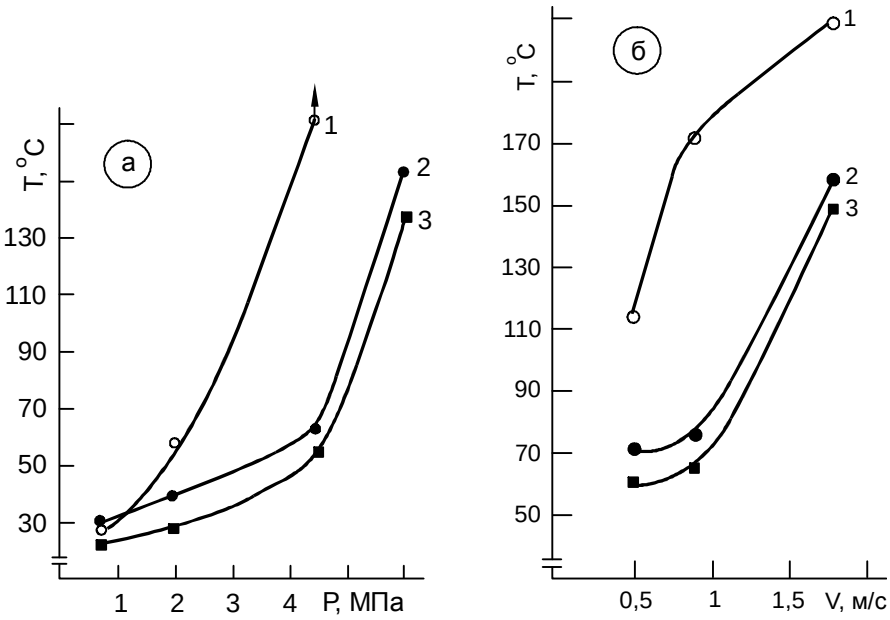


Рис. 4. Вплив питомого навантаження (V = 0,9 МПа) (а) і швидкості ковзання (P = 4,5 МПа) (б) на температуру в зоні контакту пари чавун СЧ 20 - чавун СЧ 20 при терті з граничним мащенням:1 - ЕШ; 2 - ФЗ, мінеральне мастило; 3 - ФЗ, МХО-64а.

Фрикційне зміцнення зразків значно понижує коефіцієнт тертя на всьому діапазоні досліджуваних швидкостей тертя та питомих навантажень. На початку тертя величина коефіцієнта тертя різко зростає і досягає максимального значення, далі починає різко зменшуватися і доходить до деякого встановленого значення (рис. 5). За цей час на поверхні пари тертя створюються сприятливі вторинні структури, які підвищують зносостійкість пари тертя, відбувається структурна пристосовуваність металу в зоні тертя.

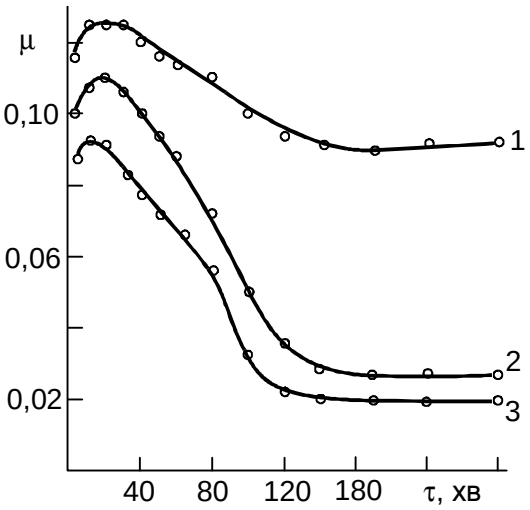


Рис. 5. Кінетика коефіцієнта тертя при терті з граничним мащенням пари чавун СЧ 20 - чавун СЧ 20 (Р = 4,5 МПа; V = 0,9 м/с): 1 - ЕШ; 2 - ФЗ, мінеральне мастило; 3 - ФЗ, МХО-64а.

При терті незміцнених зразків коефіцієнт тертя збільшується з ростом питомого навантаження. Це свідчить про те, що зі збільшенням питомого навантаження стає інтенсивніший процес схоплювання, відбувається зривання мікронерівностей, утворюються дрібні тверді частинки, які потрапляючи в зону тертя, діють як абразиви і збільшують величину зношування пари тертя, а також і коефіцієнта тертя. При терті кілець після фрикційного зміцнення величина коефіцієнта тертя знижується. У даному випадку основним видом тертя є окислювальне. Поверхні тертя зразків гладкі і блискучі. Спостерігається намащування продуктів зношування на робочу поверхню вкладок, схоплювання не спостерігається.

Металографічні дослідження показали, після фрикційного зміцнення у поверхневих шарах зразків утворюється білий шар. Товщина білого шару після зміцнення з використанням мінерального мастила складала 90-110 мкм, а у МХО-6а – 130-150 мкм. Мікротвердість білого шару становила H_m = 6,5 ГПа та H_m = 8,6 ГПа відповідно при мікротвердості основного металу H_m = 2,0 ГПа. Густина дислокацій у білому шарі становить 2,7-2,8·10^{11} $см^{-2}$ проти 0,1-0,2·10^{11} $см^{-2}$ основної структури. У залишковому аустеніті кількість вуглецю досягає 1,7-1,8 % проти 0,8 % - у основній структурі. Структура білого шару на 3-4 бали дисперсніша основної структури.

При терті з граничним мащенням на поверхнях тертя утворюються вторинні структури, аналогічно як при терті без мащення. Вони складаються, в основному, з оксидів заліза і легуючих елементів, а також зі сполук активних елементів мастила з атомами металу. Елементи, які утворюють з матеріалом основи сполуки, можуть дифундувати як з навколишнього середовища, так і з об'єму металу.

Мастильні матеріали відіграють роль екрана, який зменшує поступлення кисню в зону тертя, так як вміст кисню у них значно менший, аніж у повітрі. При терті з відносно низьким рівнем структурно-термічної активації цього кисню є достатньо для протікання складних трибохімічних реакцій. Коли тертя проходить у важких умовах, рівень структурної активації сильно зростає. Вмісту кисню, який адсорбується на ювенільних поверхнях може бути недостатньо для утворення якісних вторинних структур [3]. Для протікання складних трибохімічних реакцій на поверхнях тертя витрачається також енергія, накопичена у вигляді енергії дислокацій. Підвищена густина дислокацій активує поверхню, збільшує швидкість дифузії і хімічних реакцій, а також прискорює утворення оксидних плівок.

На площадках контакту, покритих граничною плівкою мастильного матеріалу, протікає пружна і пластична деформація металу. На них може пройти взаємне втиснення поверхонь без порушення цілісності мастильної плівки. Опір рухові при ковзанні складається з опору зсуву граничного шару і опору продряпуванню поверхонь втисненими об'ємами. На площадках контакту, де виникають значна пластична деформація і висока локальна температура, проходить руйнування мастильної плівки з настанням адгезії ювенільних поверхонь зі схоплюванням металу на мікроділянках. Завдяки рухливості молекул мастильного матеріалу на поверхнях тертя адсорбція протікає з великою швидкістю, що дозволяє відновлювати суцільність граничної плівки.

Отже, фрикційне зміцнення деталей з сірого чавуну суттєво підвищує працездатність пар тертя при зношуванні з граничним мащенням у широкому діапазоні швидкостей тертя та питомого навантаження.

Список літератури: 1. *Ахматов А.С.* Молекулярная физика граничного трения. - М.: Физмашгиз, 1963.- 472 с. **2.** *Бабей Ю.И., Швец В.В., Гурей И.В.* Упрочнение

поверхностных слоев стальных и чугунных деталей фрикционной обработкой // Вестник машиностроения. - 1987. - № 10. - С. 39 - 40. **3.** Поверхностная прочность материалов при трении /Б.И.Костецкий, И.Г.Носовский, А.К.Караулов и др. Под общ. ред. Б.И.Костецкого. - К. : Техніка, 1976. - 296 с.

Сдано в редакцию 6.06.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

РОЗПОДІЛ ТЕМПЕРАТУРИ В ПОВЕРХНЕВОМУ ШАРІ ДЕТАЛІ ПРИ ФРИКЦІЙНІЙ ОБРОБЦІ

Гурей Т.А. (*ГІ ім. В.Чорновола, м. Тернополь, Україна*)

Mathematical model is developed, that enable calculate by temperature in contact zone of tool and part by friction hardening. Temperature in contact zone has pulse effect.

Широке застосування на практиці знаходять методи поверхневого зміцнення деталей машин із використанням висококонцентрованих джерел енергії. Ці методи характеризуються дією з великими швидкостями високих питомих енергій на відносно малі об'єми металу з наступним їх швидким охолодженням. Структурно-фазові зміни, які проходять у процесі цих обробок суттєво залежать від хімічного складу і вихідної термічної обробки матеріалу. Вони характеризуються формуванням двох якісно різних структурних зон - зони вторинного гартування або так званого слаботравимого білого шару та зони підвищеної травимості або зони термічного впливу зі структурою високошвидкісного відпуску, які суттєво відрізняються по своїх фізико-механічних і електрохімічних властивостях від основного металу.

Фрикційне зміцнення відноситься до технологій поверхневого зміцнення висококонцентрованими потоками енергії. Такий потік енергії утворюється в зоні контакту при високошвидкісному (60-80 м/с) терті металевого інструмента по оброблюваній деталі. При цьому відбувається одночасне швидкісне зсувне деформування. Швидкість нагріву досягає 10^5-10^6 К/с. За короткий час поверхневі шари металу нагріваються до температур вище точки фазових перетворень (A_{c3}). Охолодження відбувається з великими швидкостями (10^4-10^5 К/с) за рахунок відводу тепла вглибину металу [1].

Технологічний процес фрикційного зміцнення є швидкоплинним процесом і тому існуючі експериментальні методи не дозволяють з достатньою точність визначити температурні та деформаційні поля у зоні контакту при фрикційному зміцненні. Вивченню теплових полів, які виникають при терті, особливо високошвидкісному, присвячено ряд праць [2, 3, 4]. При терті у зоні контакту проходять складні фізико-механічні процеси, тому теплову задачу за рахунок прийнятих допущень досить сильно спрощують і тому теоретичні викладки не завжди відповідають реальній картині. Найбільш коректно була поставлена і розв'язана теплова задача у процесі тертя М.В.Коровчинським [2], який виходячи з доволі строгих фізичних представлень, розробив теорію теплового контакту при локальному терті і представив розв'язки у загальному вигляді в широкому діапазоні критерію Пекле для різних законів розподілу питомих навантажень у зоні контакту.

Для керування якістю зміцнених шарів та самого процесу фрикційного зміцнення необхідно якісно оцінити температурні поля та термонапружений стан, який виникає при цьому. З іншого боку, це може допомогти у поясненні та розумінні процесів, які проходять при фрикційному зміцненні сталей та чавунів. Моделювання подібних задач приводить до ідеалізації реальної ситуації, але в певній мірі дозволяє оцінити зміну температури та напруженого стану при дії рухомих концентрованих джерел енергії.

При аналізі теплових процесів у зоні контакту при фрикційному зміцненні на основі теплового контакту приймаємо [2], що температури в зоні контакту на поверхні контакту є рівними, а потужність тертя у кожній точці площадки контакту рівна сумі інтенсивностей потоків теплоти, яке поглинає кожне тіло пари тертя.

При фрикційному зміцненні площа зони контакту зміцнюючого інструмента та деталі не є постійною. Вона залежить від форми та розмірів робочої поверхні інструмента та деталі, режимів зміцнення, а особливо, від нормальної сили зміцнення P_y. Форма площі контакту має вигляд еліпса, у якого більша діагональ буде рівною довжині лінії контакту інструмента та деталі. При першому наближенні площу контакту можна розглядати у вигляді тонкої стрічки. Так як при фрикційному зміцненні нагрівання зони контакту зумовлюється інтенсивним зсувним деформуванням і максимальні значення контактних дотичних напружень розташовані на певній глибині, то у даному випадку розглядається підповерхневе розташування джерел нагрівання [3].

Так як характерний розмір зони контакту є набагато меншим за розміри зміцнюючого інструмента та деталі, то останні можна розглядати як однорідні ізотропні напівпростори, вздовж границі яких рухається зона тертя з різними швидкостями. При розв’язку теплової задачі також були зроблені наступні допущення:

– у зоні контакту інструмента та деталі є тільки пружні деформації;

– розмір і форма зони контакту в процесі зміцнення залишаються незмінними;

– не враховується вплив динамічних ефектів на процеси тертя у зоні контакту;

– теплофізичні характеристики матеріалів контактуючих тіл залишаються постійними незалежно від зміни температури і тисків;

– не враховується вплив плівки мастила на перерозподіл тиску по поверхні контакту.

Також припускаємо, що питома поверхнева густина теплового джерела при фрикційному зміцненні залишається незмінною, тобто:

$$q(t) = q = const .$$

У той же час питому поверхневу густину теплового джерела енергії можна визначити з рівняння [1]:

$$q = \frac{2\nu P_y \cos(pg)m}{p^{3/2}\left(1+4g^2\right) l_s d}\left(\frac{1}{2}+y\right)^{\frac{1}{2}-g}\left(\frac{1}{2}-y\right)^{\frac{1}{2}+g}, \qquad (1)$$

$$g = \frac{1}{p}\,arctg\,\frac{m\left(1-c^0\right)}{1+c^0};$$

де χ^0 – постійна Мусхелішвілі для плоских деформацій, χ^0 = 3-4υ; υ – коефіцієнт Пуассона; ν – відносна швидкість ковзання в зоні контакту інструмент-деталь; m –

коефіцієнт тертя в зоні контакту; P_y – нормальна складова сили зміцнення (сила притискання інструмента і деталі); l_s – довжина лінії контакту; d – півширина зони контакту.

При імпульсному фрикційному зміцненні робоча поверхня інструмента перервна і на зону контакту діють імпульси теплової енергії за рахунок прорізів на поверхні інструменту. Для визначення температури в зоні контакту при імпульсному фрикційному зміцненні можна використати розв'язок теплофізичної задачі методом джерел (метод Гріна) [5].

Метод Гріна полягає у наступному: якщо відомий закон зміни температури $T(x, y, z)$ у якійсь точці простору від точкового джерела, яке виділило певну кількість теплоти Q у момент часу $t`$, то температура у даній точці буде визначатися суперпозицією з температурних полів від системи розподілених у просторі джерел теплоти. Розв'язок задачі зводиться до визначення функції $T(x, y, z)$ від одиничного джерела тепла Q, яке задовольняє граничні умови задачі.

Розглянемо зону контакту при імпульсному фрикційному зміцненні як адіабатичний стержень до верхнього торця якого прикладено джерело теплової енергії інтенсивністю q (рис. 1). Вісь x направлено у глибину зміцнюваної деталі.

Диференціальне рівняння теплопровідності запишеться у вигляді [6]:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\frac{\partial^2 T}{\partial x^2},$$

при початкових і граничних умовах

$$T_{(x,t)}\big|_{t=0} = T_0; \qquad T_{(x,t)}\big|_{x=0} = T_\partial; \qquad \frac{\partial T_{(x,t)}}{\partial x}\Big|_{x=\infty} = 0.$$

Розв'язок даного диференціального рівняння має вигляд:

$$T = 2q\sqrt{\frac{t}{Cr\,l}}\,ierfc\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right),$$

де T_0 – початкова температура деталі, яка дорівнює температурі навколишнього середовища; T_∂ – температура джерела теплової енергії; C – теплоємність матеріалу оброблюваної деталі; r – густина оброблюваної деталі; l – коефіцієнт теплопровідності; $a = \dfrac{l}{Cr}$ – коефіцієнт температуропроводності.

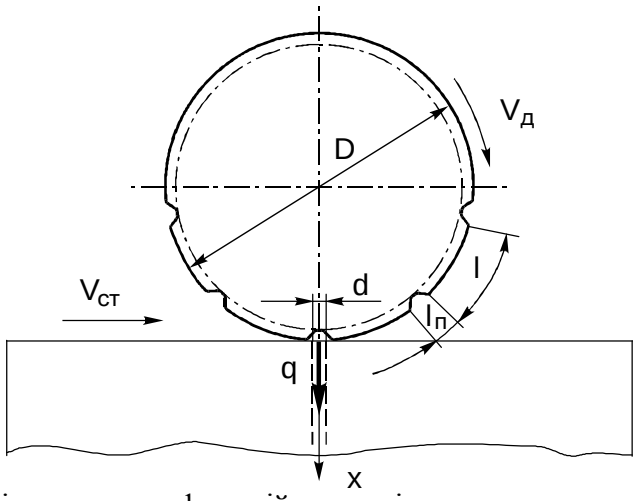


Рис. 1. Схема імпульсного фрикційного зміцнення.

Розглянемо форму робочої поверхні інструмента. Зона контакту інструмента і оброблюваної деталі визначається з залежності [7]:

$$d = 2{,}15\sqrt{F\frac{E_1 + E_2}{E_1 \cdot E_2}\cdot\frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2}},$$

де F – розподілене навантаження з яким притискається інструмент до деталі; E_1, E_2 – модулі пружності матеріалу інструмента та деталі відповідно; R_1, R_2 – радіуси інструмента та деталі відповідно.

Для повного виходу робочої поверхні інструмента з контакту з оброблюваною деталлю на інструменті наносимо поперечні пази шириною, яка є більшою за пляму контакту і становить l_n = 4-5 мм. Довжину суцільної частини одного виступу вибираємо з умови, щоб оброблювана поверхня деталі нагрілась до температур близьких до фазових перетворень. З іншого боку кількість пазів вибираємо з умови забезпечення підведення в зону контакту додаткових високочастотних ударних навантажень з частотою не менше 2000 Гц. Виходячи з даних умов на робочій поверхні інструмента діаметром D = 200 мм було нанесено N = 20 поперечних пазів.

Час контакту одиничного виступу інструмента з зоною контакту буде визначатися з залежності:

$$t_1 = \frac{p\,D - N l_n}{V_\partial N}.$$

Час проходження пазу над оброблюваною поверхнею деталі буде:

$$\Delta t = \frac{l_n}{V_\partial}.$$

За рахунок високих швидкостей нагрівання та охолодження оброблюваної поверхні деталі, які є при фрикційному зміцненні, теплові імпульси будуть мати ступінчасту форму. Формування теплових імпульсів буде утворюватись на основі суперпозиції, тобто до зміцнюваної поверхні після закінчення часу контакту суцільної частини виступу буде підведене від'ємне джерело теплової енергії (рис. 2).

Кількість виступів, які прийняли участь у нагріванні одиничної плями контакту буде визначатись з залежності:

$$n = \frac{d\,N V_\partial}{p\,D V_{cm}}.$$

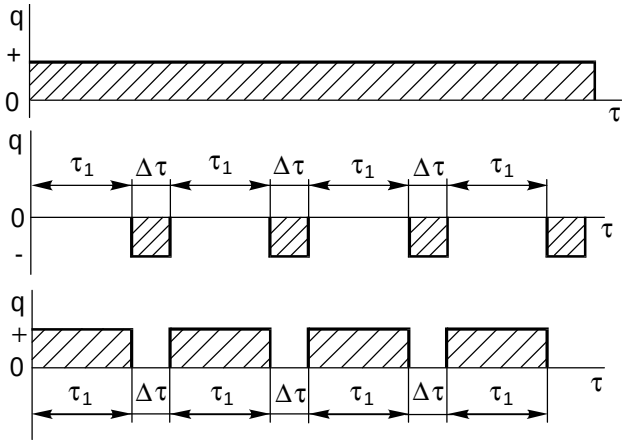


Рис. 2. Розподіл теплових імпульсів при імпульсному фрикційному зміцненні.

Температура на глибині x над зоною контакту після проходження декількох виступів буде визначатись як сума температур від додатних і від'ємних джерел:

$$T(x,t) = 2q_1\sqrt{\frac{t}{Crl}}ierfc\frac{x}{2\sqrt{at}} - 2q_1\sqrt{\frac{t-t_1}{Crl}}ierfc\frac{x}{2\sqrt{a(t-t)}} +$$

$$+2q_2\sqrt{\frac{t-t_1-\Delta t}{Crl}}ierfc\frac{x}{2\sqrt{a(t-t_1-\Delta t)}} - 2q_2\sqrt{\frac{t-2t_1-\Delta t}{Crl}}ierfc\frac{x}{2\sqrt{a(t-2t_1-\Delta t)}} +$$

$$+2q_3\sqrt{\frac{t-2t_1-2\Delta t}{Crl}}ierfc\frac{x}{2\sqrt{a(t-2t_1-2\Delta t)}} - 2q_2\sqrt{\frac{t-3t_1-2\Delta t}{Crl}}ierfc\frac{x}{2\sqrt{a(t-3t_1-2\Delta t)}} + \ldots$$

Звідси, температура на глибині x буде визначатися з залежності:

$$T(x,t) = \frac{2}{Crl}\sum_{k=1}^{n} q_k\left(\sqrt{t-(k-1)(t_1+\Delta t)}\,ierfc\frac{x}{2\sqrt{a}\sqrt{t-(k-1)(t_1+\Delta t)}} - \right.$$

$$\left. -\sqrt{t-(k-1)(t_1+\Delta t)-t_1}\,ierfc\frac{x}{2\sqrt{a}\sqrt{t-(k-1)(t_1+\Delta t)-t_1}}\right). \quad (2)$$

Густина теплового потоку, яка виникає в зоні контакту інструмента і оброблюваної поверхні визначається з залежності (1) є постійною для кожного виступу, тобто:

$$q_1 = q_2 = q_3 = \ldots = q_k = q = const.$$

Дана залежність дозволяє визначити температуру по глибині оброблюваної поверхні деталі при зміцненні різних матеріалів і при різних параметрах імпульсного фрикційного зміцнення. Використовуючи залежність (2) були отримані графічні залежності зміни температури в зоні одиничного контакту інструмента і оброблюваної поверхні деталі і залежності від часу обробки (рис. 3). Так як ширина пазу набагато менша від довжини контактуючого виступу, то температура на поверхні оброблюваної поверхні не значно понижується при використанні інструмента з перервною робочою частиною у порівнянні з суцільною. Але при цьому суттєво збільшується зсувне деформування, а також у зону зміцнення додатково підводяться високочастотні коливання, які значно впливають на формування зміцненого шару.

У роботі [8] показано, що при лазерній обробці металу з великими густинами енергії (порядку 10^9 Вт/см^2), яка досягається на імпульсних лазерах, проходить майже миттєве випарування поверхневого шару. При тривалості імпульсу біля 10^{-7} с взаємодія обмежується поверхневим шаром і швидке випаровування металу дає ефект ударної хвилі. Ударна хвиля, розповсюджуючись, відбивається від підкладки, викликає зміцнення поверхні.

При фрикційному зміцненні за рахунок високошвидкісного нагрівання поверхневих шарів і відповідно його розширення також може приводити до формування ефектів ударної хвилі. Це припущення підтверджують отримані теоретичні залежності зміни температури та термічних напружень у зоні контакту зміцнювального інструмента та деталі.

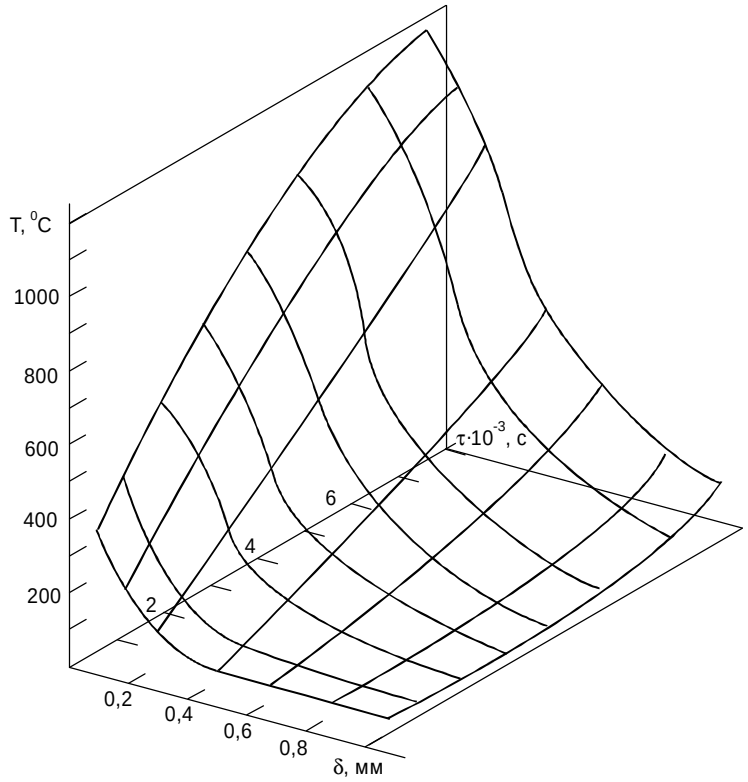


Рис. 3. Залежність температури в зоні одиничного контакту при імпульсному фрикційному зміцненні сталі 40Х.

Отримані теоретичні залежності температури та напружень у зоні контакту інструмента та деталі дозволяють краще пояснити процеси, які відбуваються при формуванні структурно-напруженого стану зміцненого шару при фрикційному зміцненні, та цілеспрямовано керувати якістю та фізико-механічними та експлуатаційними параметрами зміцнених поверхонь.

Список літератури: **1.** Бабей Ю.И. Физические основы импульсного упрочнения стали и чугуна. – К. : Наукова думка, 1988. - 240 с. **2.** Коровчинский М.В. Основы теории термического контакта при локальном трении // Новое в теории трения. – М.: Наука, 1966. – С. 98-145. **3.** Бабей Ю.И., Максимишин М.Д., Любицкий Т.Т. Температурные поля, возникающие в зоне контакта деталь-инструмент при фрикционно-упрочняющей обработке // Свойства конструкционных материалов при воздействии рабочих сред. – К.: Наукова думка, 1980. – С. 247-266. **4.** Температурное поле в цилиндрических деталях, возникающее при фрикционном упрочнении /Пляцко Г.В., Максимович В.Н., Хомляк Л.В., Бабей Ю.И. – Физико-химическая механика материалов. – 1981. - № 6. – С. 82-87. **5.** Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. – М.: Машиностроение, 1987. – 167 с. **6.** Основы тепловых явлений при шлифовании деталей машин / А.В.Якимов, Б.О.Ткаченко, С.Г.Зимин и др. – Одесса : ОГПУ, 1997. – 272 с. **7.** Сопротивление материалов /Г.С. Писаренко, В.А.Агарев, А.Л.Квитка и др. / Под ред. Г.С.Писаренко. – К.: ГИТЛ, 1963. – 791 с. **8.** John J.Burke, Volker Weiss Surface Treatments for Improved Performance and Properties. – Plenum Press. – New York, 1982. – 188 p.

Сдано в редакцию 6.06.06

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

МОДЕЛИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПРОДУКТА С РАБОЧЕЙ КАМЕРОЙ КАРТОФЕЛЕЧИСТОК

Заплетников И.Н., ЖидковЮ.В., Громов С.В. (*ДонГУЭТ, г. Донецк, Украина*)

The results of the telemetric of working process in the camera of potatoes refining machines of periodical action are presented in the article. The mechanism of potato motion in the working camera is studied. The empirical dependence of parameters of process has been led.

Машины очистки картофеля периодического действия применяются широко на предприятиях питания. Машины типа МОК выпускаются заводом Белорусского ПО торгового машиностроения, а также рядом фирм Европы Польши, Германии, Франции, Чехии, Италии и др. Для всех конструкций машин рабочий процесс происходит в цилиндрической камере с абразивной поверхностью и вращающимся дисковым рабочим органом. Последний имеет 2-3 "волны", армированных абразивом. Абразивная поверхность рабочего органа может быть плоской или иметь еще дополнительно и коническую поверхность.

В литературе [1] представлена упрощенная расчетная схема для определения минимальной частоты вращения рабочего органа, зависимости для определения мощности электродвигателя машины, а также визуальная схема движения клубней в рабочей камере. По данной схеме рассчитать траектории движения клубней и определить размеры рабочей камеры машины, их оптимизировать не представляется возможным.

Целью данных исследований является техническое установление механизма движения клубней во время рабочего процесса очистки клубней и получения эмпирических зависимостей его параметров.

Для осуществления поставленных технических задач применен телеметрический метод исследования со статической обработкой результатов в программе "Excel".

Телеметрические исследования проводились с помощью цифровой видеокамеры "Panasonic MD9000". Съемка проводилась на фоне координатной сетки 50х50мм в двух ракурсах: при виде объекта сверху и сбоку. Исследования проводились на картофелечистке МОК-150 со снятой цилиндрической рабочей камерой и цилиндрической обечайкой корпуса машины. На вращающийся рабочий орган попадали два клубня массой по 90гр каждый. Один – на внутреннюю часть рабочего органа, другой – на наружную. Камера фиксировала траектории движения клубней по рабочему органу и в свободном полете при виде сверху, а также вертикальное перемещение клубней при виде сбоку. Изображение записывалось на дискету, по специальной программе на персональном компьютере проводилась раскадровка и на принтере распечатывались телекадры с проме-жутком 0,04с. Распечатанные телекадры (рис. 1) обрабатывались следующим образом.

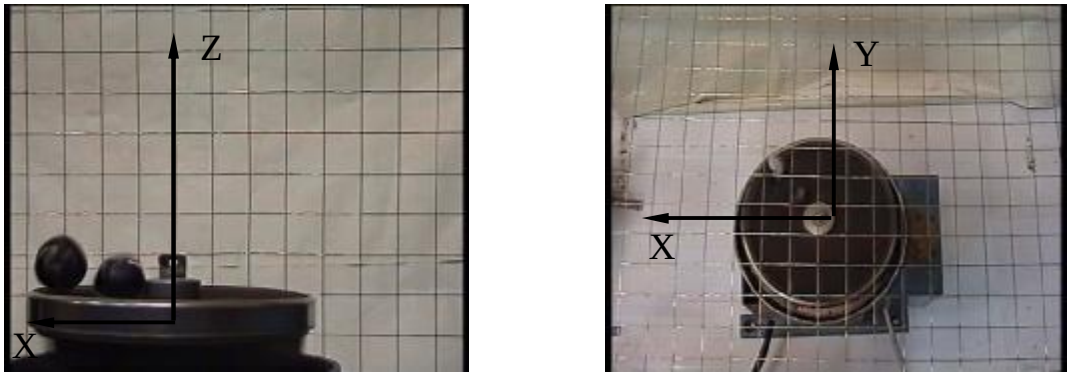


Рис.1. Телекадры движения клубней в машине очистки картофеля

По изображению процесса определялись центры масс клубней (максимальная погрешность 2,2%) и их координаты вдоль осей X, У, Z, а также в свободном полете. Центр координат совпадал с осью вращения рабочего органа. По относительному изменению координат на телекадрах определялись скорости перемещения центров масс вдоль оси X-$V_x^г$, У-$V_y^г$ и Z – $V_z^в$, далее по известным зависимостям определялись результирующая в горизонтальной плоскости $V_A^г$ и абсолютная скорость движения клубней V_A внутреннего (в.р.) и наружного расположения (н.р.).

Полученные результаты иллюстрированы графиками на рисунках 2-4.

Движение клубней относительно рабочего органа с момента соприкосновения начинается через 0,04с для клубня (в.р.), что соответствует углу поворота рабочего органа 20°, а наружного – через 0,02с (рис.2). Клубень в.р. движется относительно рабочего органа вдоль оси X равноускоренно. Изменение скорости описывается уравнением:

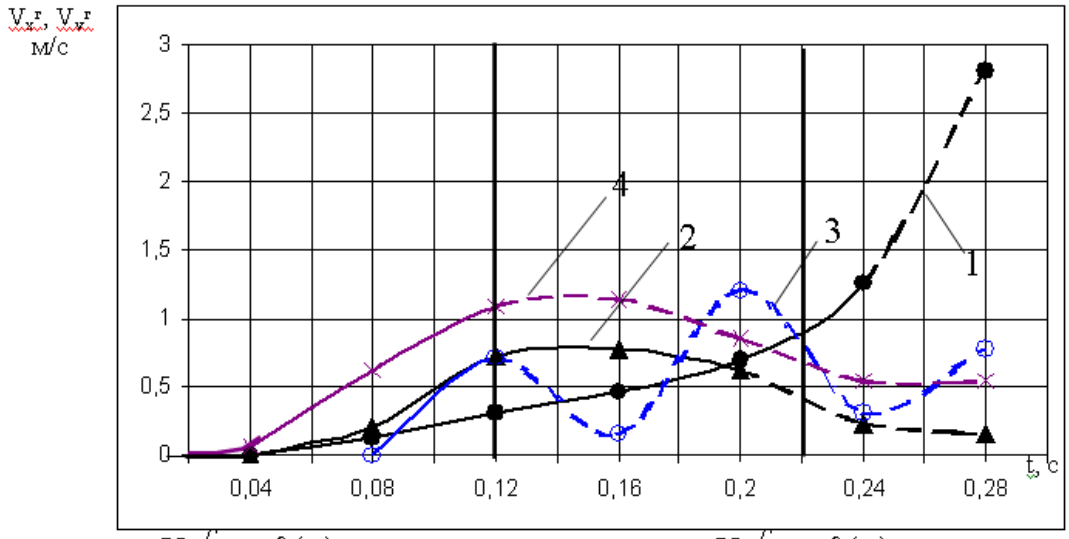
$$V_x^{\Gamma} = 0{,}1083t^2 - 0{,}4718t + 0{,}5297,\ R^2 = 0{,}9435, \qquad (1)$$

где R – коэффициент множественной корреляции.

Изменение скорости движения этого клубня вдоль оси У характеризуется зависимостью с максимумом при t = 0,16с

$$V_y^{\Gamma} = -0{,}0754t^2 + 0{,}6184t - 0{,}5766,\ R^2 = 0{,}8487 \qquad (2)$$

Зона максимальной скорости клубня соответствует углу поворота от оси X 85°. Клубень в.р. начинает вращаться вначале вместе с рабочим органом с момента касания на угол 20°, затем начинается движение относительно абразивной поверхности "волны", т.е. начинается процесс очистки клубня. Скорость движения клубня относительно оси У превышает скорость движения вдоль оси X до момента 0,19с. На графиках 1 и 2 можно определить и скорости клубня в момент пересечения габарита рабочей камеры $t_г$ = 0,22с, $V_x^г$ = 1,1м/с; $V_y^г$ = 0,42м/с.



1 – ● $Vx^{\Gamma} = f(t)$ клубень в.р. 3 – ○ $Vx^{\Gamma} = f(t)$ клубень н.р.

2 – △ $Vy^{\Gamma} = f(t)$ 4 – × $Vy^{\Gamma} = f(t)$

Рис. 2. Изменение скорости движения центров масс клубней в горизонтальной плоскости

——— движение в зоне рабочей камеры

– – – – за пределами рабочей камеры

В момент, когда $V_x^{г} = V_y^{г}$ вектор результирующей этих скоростей будет направлен под углом 45°, затем величина $V_x^{г}$ возрастает, а $V_y^{г}$ снижается. Это приводит к тому, что клубень подходит к стенкам рабочей камеры по направлению, близкому к направлению касательной к цилиндрической поверхности рабочей камеры. В таком случае уменьшается кинематическая энергия удара клубня о стенку рабочей камеры, в результате снижается шум от удара клубней о стенку рабочей камеры и улучшается процесс очистки клубня от кожуры. Это явление будет более эффективным, если разница между $V_x^{г}$ и $V_y^{г}$ будет большей. Поэтому для машины МОК-150 целесообразно было бы (см.рис.2) увеличить диаметр рабочей камеры с 275мм до 410мм.

Анализируя механику движения клубня наружного расположения в момент загрузки рабочей камеры, следует отметить, что измерение скорости $V_x^{г}$ носит колебательный характер и аппроксимируется полиномом пятой степени вида

$$V_x^{\Gamma} = 0{,}1108t^5 - 2{,}4836t^4 + 21{,}4t^3 - 88{,}213t^2 + 173{,}23t - 128{,}62,\ R^2 = 0{,}98 \quad (3)$$

Отличие $V_x^{г}$ и $V_y^{г}$ можно объяснить вращением клубня вокруг оси, проходящей через ц.м. клубня. В направлении оси X клубень н.р. начинает движение позже клубня в.р. лишь с угла поворота рабочего органа 40°, что соответствует t = 0,08с. Скорость движения вдоль оси У превышает V_x в пределах, практически, всего объема рабочей камеры. На клубень н.р. в большей степени сказывается влияние центробежной силы, которая и прижимает клубень к терочной поверхности рабочей камеры и энергия удара по этой поверхности оказывается большей. Клубень н.р. контактирует с рабочим органом незначительное время – 0,08с, а остальное время – со стенками рабочей камеры. Эмпирическая зависимость изменения скорости $V_y^{г}$ имеет вид :

$$V_y{}^{\Gamma} = -0{,}0874t^2 + 0{,}7376t - 0{,}5091,\ R^2 = 0{,}8228\,. \qquad (4)$$

Результирующие значения изменения скоростей $V_x^{\ г}$ и $V_y^{\ г}$ в горизонтальной плоскости для клубней внутреннего и наружного расположения приведены на рисунке 3.

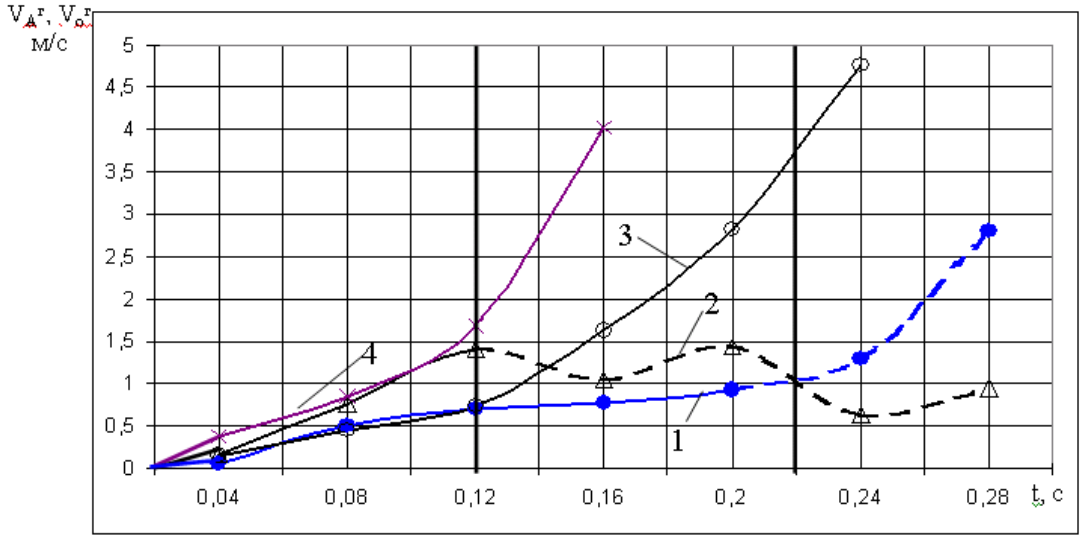


Рис.3. Изменение результирующей и окружной скоростей ц.м. клубней в горизонтальной плоскости

1 – ● – внутреннее расположение клубня $V_A^{\ г}$

2 – △ – наружное расположение клубня $V_A^{\ г}$

3 – ○ – окружная скорость рабочего органа ц.м. внутреннего клубня

4 – × – окружная скорость рабочего органа ц.м. наружного клубня

Здесь же приведены расчетные графики изменения окружных скоростей ц.м. для этих клубней с учетом разгона двигателя. По графикам изменения окружный скоростей 3 и 4, в сочетании с графиками абсолютных скоростей движения клубней в плоскости вращения рабочего органа можно определить момент движения клубней вместе с волной рабочего органа и момент отрыва о волны, а также начало свободного полета клубней. Так для клубня в.р., сравнивая кривые 1 и 3, момент начала движения клубня относительно рабочего органа соответствует $t_н^{\ в}$ = 0,04с, а конец, когда окружная скорость превысит абсолютную $V_a^{\ г}$. Затем клубень совершает свободный полет. С учетом погрешности эксперимента $t_o^{\ в}$ = 0,12с. Время скольжения клубня в.р. по абразивной поверхности рабочего органа составит 0,08с, а перемещение клубня составляет 60 ±8мм.

Зависимость изменения $V_A^{\ г}$ в функции времени рабочего процесса для клубня в.р. аппроксимируется формулой:

$$V^{\Gamma}{}_{A.в.р.} = 0{,}0752t^2 - 0{,}2426t + 0{,}4729,\ R^2 = 0{,}8856 \qquad (5)$$

Для клубня наружного расположения момент отрыва от абразивной поверхности определяется по точке соприкосновения кривых 2 и 4, что соответствует $t_o^{\ н}$ = 0,1с. Время скольжения по поверхности рабочего органа (кривая 2) составит 0,1с, перемещение клубня – 100 ± 10 мм, средняя скорость – 1 м/с. В свободном полете клубень н.р. находится 0,02с до достижения степени рабочей камеры. При увеличении диаметра рабочей камеры до рекомендуемого 410мм, с точки зрения движения клубня н.р, скорость соударения со стенкой рабочей камеры

снизится. Это положительно скажется на виброакустике машины при сохранении эффективности очистки.

Механику движения клубня н.р. в горизонтальной плоскости, характеризуемая изменением результирующей скорости в плоскости вращения рабочего органа, можно описать выражением:

$$V^{\Gamma}{}_{А.н.р.} = 0{,}0242t^3 - 0{,}3751t^2 + 1{,}746t - 1{,}2863,\ R^2 = 0{,}743 \qquad (6)$$

Изменение абсолютных скоростей движения клубней, а также их вертикальной составляющей представлено на рисунке 4.

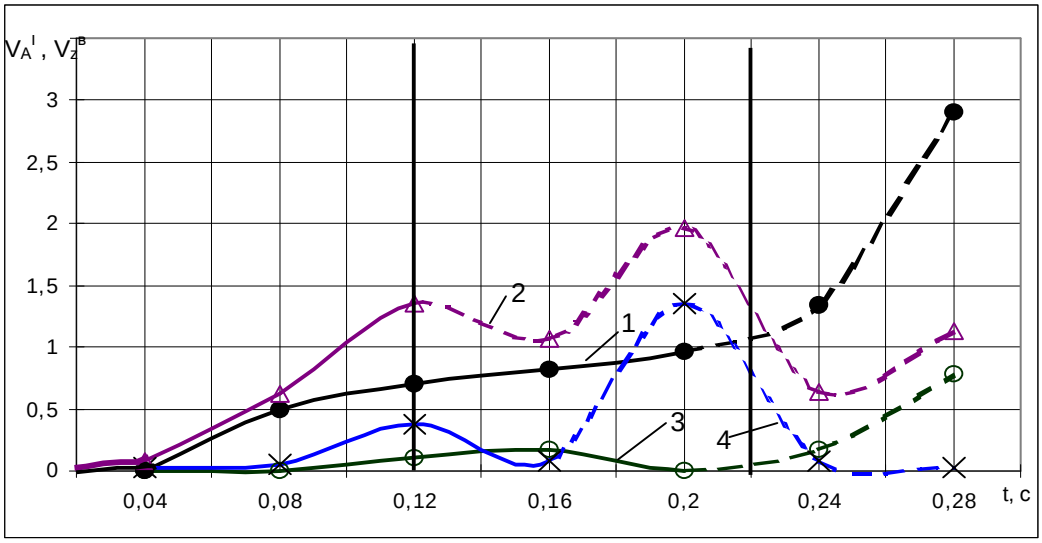


Рис.4. Изменение абсолютной и ее вертикальной составляющей скорости движения ц.м. клубней:

1 – ● – изменение абсолютной скорости внутреннего клубня – $V^{\Gamma}_{А.в.р.}$

2 – △ – изменение абсолютной скорости наружного клубня – $V^{\Gamma}_{А.н.р.}$

3 – ○ – изменение вертикальной составляющей скорости внутреннего клубня

4 – × – изменение вертикальной составляющей скорости наружного клубня

Изменение скорости клубня в.р. весьма незначительное. В пределах точности эксперимента можно считать, что клубень движется в плоскости рабочего органа во время рабочего процесса. Вертикальная составляющая скорости оказывает влияние на V_A лишь на клубень н.р. Кривая 2 показывает, что клубень скользит по абразивной поверхности до границы рабочей зоны, а затем совершает свободный полет с вращением относительно центра массы клубня(периодическое изменение центра массы).

Закономерности изменения абсолютной скорости движения для клубней в м/с

Внутреннего расположения:

$$V_{А.в.р.} = 0{,}0743t^2 - 0{,}2136t + 0{,}3986,\ R^2 = 0{,}8861 \qquad (7)$$

Наружного расположения:

$$V_{А.н.р.} = 0{,}0173t^4 - 0{,}2649t^3 + 1{,}2585t^2 - 1{,}7179t + 0{,}8157,\ R^2 = 0{,}6702 \qquad (8)$$

Выводы: 1. Изучен механизм движения клубней в рабочей камере машин очистки картофеля периодического действия в процессе загрузки.

2. Телеметрический метод исследования рабочего процесса в машинах очистки картофеля позволяет определять кинематические и динамические параметры процесса с погрешностью до 13%.

3. Полученные эмпирические модели процесса позволяют рассчитать скорости движения клубней во времени, которые в свою очередь позволяют рассчитать и другие параметры процесса ускорения клубней, кинематическую энергию от удара клубней по стенкам рабочей камеры, силу инерции и центробежную.

4. Для картофелечистки МОК-150 целесообразно увеличить диаметр рабочей камеры до 400-410мм.

Перспективами дальнейших исследований следует считать установление многофакторных моделей описания рабочего процесса.

Список литературы: 1. Оборудование предприятий общественного питания. В 3-х т. Т.1: Механическое оборудование: Учеб.для студ. вузов / В.Д. Елхина, А.А. Журин, Л.П. Проничкина, М.К. Богачев. – 2-е изд., перераб. – М.: Экономика, 1987. – 447с.

Сдано в редакцию 30.03.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

ПРОФИЛАКТИКА ВЫСОКОНАДЕЖНЫХ СИСТЕМ

Зеленый О.В. *(ГП "ГНТЦ ЯРБ", г. Киев, Украина)*

The specifics of preventive measures for high-reliability systems are considered. The difference of these systems is that the failure flow as observed (basic data for prediction of failure-free operation) is not representative for traditional methods of obtaining statistics. At the same time, prediction of reliability for a period beyond the observation boundary constitutes the basis for optimization of maintenance. This is an overview article.

ВВЕДЕНИЕ

Стратегия технического обслуживания (ТО) представляющего собой [1] совокупность всех технических и организационных действий, включающих технический надзор, и направленных на поддержание или возвращение объекта в состояние, в котором он способен выполнять требуемую функцию, базируется на основном тезисе: недостаточное обслуживание ведет к потерям надежности, а чрезмерное – к неоправданным затратам. Эта предпосылка является основной при построении различного рода целевых функций, позволяющих решать задачу оптимизации процедуры ТО в постановке "надежность – стоимость".

В общем ряду изделий и систем, подвергаемых рассмотрению с точки зрения оптимизации ТО, особое место занимают высоконадежные системы. С учетом того, что регламент ТО связан с фактическими показателями надежности (ПН), прогнозируемыми на некоторый период для оценки необходимости проведения ТО, специфика исследуемых систем состоит в следующем:

- на *стадии проектирования* аналитическая оценка ПН либо не проводится в виду отсутствия исходных данных, либо носит характер назначенных показателей (в частности, по долговечности);
- на *стадии разработки* технические условия для подавляющего большинства высоконадежных технических средств не приводят критериев отказа и предельного состояния;
- как правило, изготовление высоконадежных систем не носит характера массового, либо крупносерийного изготовления, и на *стадии изготовления* не представляется возможности проведения контрольных, а, тем более, определительных [27,34], испытаний на надежность;
- у высоконадежных систем число наблюдаемых отказов не всегда является достаточным для статистической оценки ПН, что затрудняет их корректную оценку *на стадии эксплуатации;*
- как правило, *на стадии эксплуатации* наблюдения за характеристиками потоком отказов ведутся не от начала и не до снятия с эксплуатации, (либо наступления предельного состояния) и, таким образом, выборки являются усеченными (цензурированными);
- высоконадежные схемы применяются в системах повышенной ответственности, например в системах, важных для безопасности (СВБ) АЭС. И за весь *период эксплуатации* практически не наблюдается ни одного наступления предельного состояния (которое по условиям безопасности для СВБ, в принципе, не допускается). Это не дает возможности получения статистической оценки показателей долговечности (срока службы, ресурса).

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Приведенная специфика не исчерпывает всех сложностей оценки ПН. Имеется методическая ущербность в действующих инженерных методиках, состоящая в:

- обязательном допущении марковских моделей при исследованиях ПН (в то время, когда априори известно, что время наработки на отказ и время восстановления распределены не экспоненциально) [2,3];
- определении тренда при исследованиях долговечности (при том, что наличие определенного числа инверсий не всегда гарантирует отсутствие тенденции к увеличению параметра потока отказов) [4,5,6];
- субъективности исследователей при определении уровней значимости и доверительных вероятностей оценки наличия (отсутствия) тренда [7,8,15];
- вероятностных исследованиях безопасности (ВАБ), когда учитываются только внезапные отказы, в то время, когда именно постепенные отказы описывают процессы деградации материалов, старения и т.п.[9,10,11];
- предположении того, что в результате восстановления полностью восстанавливаются характеристики оборудования (в то время, когда речь идет только о безотказности, а показатели долговечности остаются в рамках естественного старения) [12,13,14].

Прогноз ПН сводится, как минимум, к двум основным процедурам: *детерминистическим* и *вероятностным*. *Детерминистические* состоят в различного рода дефектоскопиях (либо в экспертных оценках [7,8] фактического состояния оборудования). Они дают индивидуальный прогноз - для каждого конкретного изделия и представляют весьма объемную работу. В соответствии с [16] номенклатура современных атомных электростанций имеет следующую классификацию с точки зрения надежности (См. рис. 1).

Рис. 1 Номенклатура оборудования АЭС в зависимости от требований по надежности

Простое перемножение числа видов по блокам рисунка дает 576 типов оборудования (уже не говоря о типоразмерах). Поэтому распространение получили *вероятностные методы*, из которых наиболее достоверными являются те, что базируются на экспериментальном материале, т.е., в нашем случае, - на многолетних наблюдениях за исследуемым оборудованием. Эти методы с заданной достоверностью дают материал для оценки ПН определенных совокупностей (типов, типоразмеров оборудования).

ВОЗМОЖНЫЕ ПУТИ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ

Последовательность методических действий соответствует [17]. Основными этапами при этом являются (см. рис.2):

1. выбор плана испытаний (наблюдений);
2. первичная обработка информации (для случаев известного или неизвестного закона распределения исследуемого потока отказов);
3. для случая неизвестной плотности распределения - выдвижение и подтверждение (не подтверждение) гипотез о распределении случайной величины, которой является функция распределения наработки на отказ, среднего времени восстановления и т.п. с помощью критериев согласия [18] (Колмогорова, Пирсона, омега –квадрат и пр.);
4. для случая, когда плотность распределения идентифицирована с одной из известных – выполнение построения функции распределения и, на основании ее, прогнозирование ПН;
5. для случая, когда плотность распределения не идентифицирована ни с одним из известных (описанных) законов (в обязательном порядке, в соответствии с [17,18] –логарифмически – нормальным, экспоненциальным, Вейбулла, DM и DN распределениями) – работа по оценке точечных и интервальных значений ПН непараметрическими методами работа непосредственно с эмпирическими функциями распределения, построение, регрессионных моделей и пр.[5,6,19]

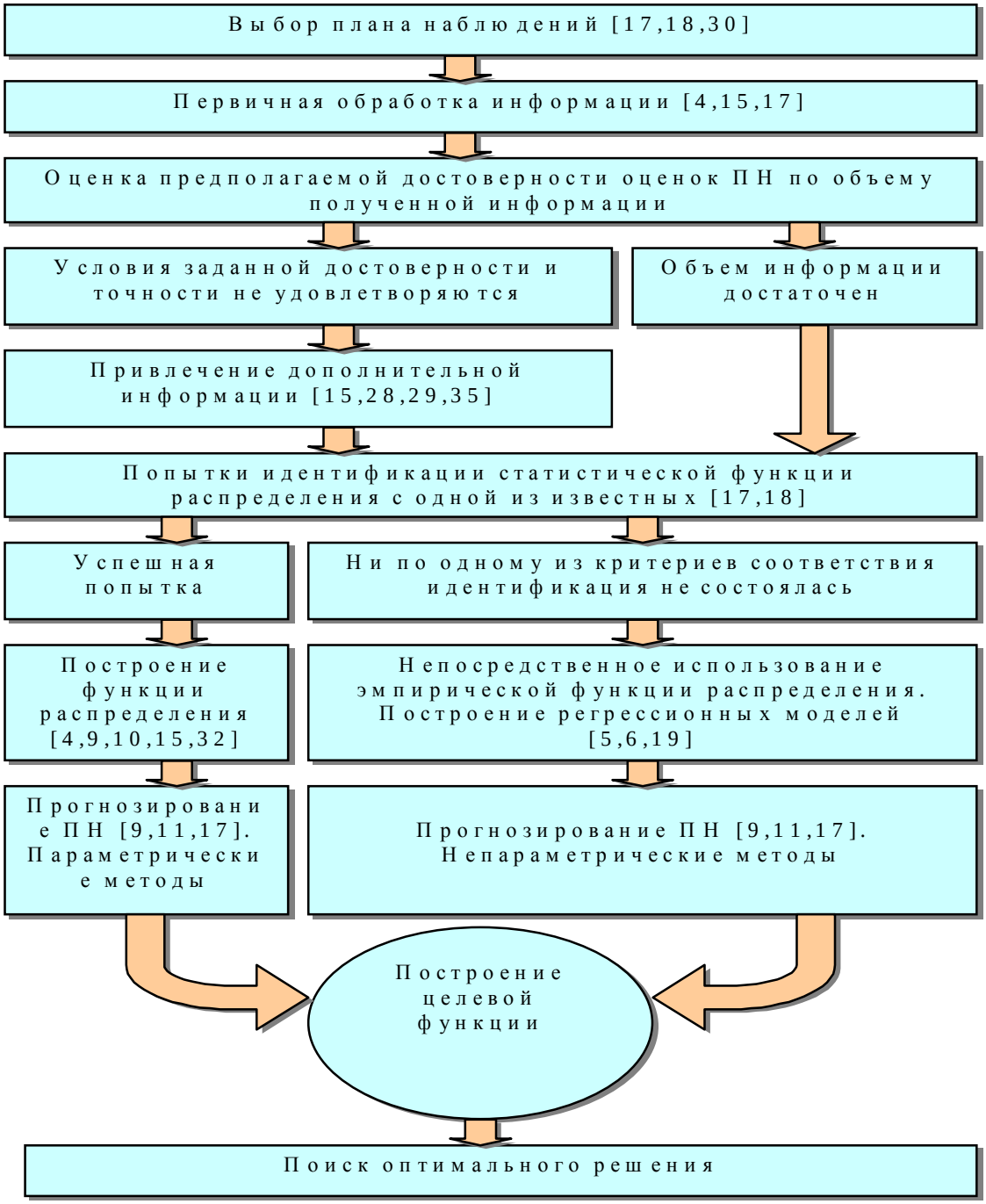


Рис. 2 Последовательность операций по оптимизации ТО

Особое место для высоконадежных систем занимают оценки показателей долговечности [1]. Как указывалось, предельные состояния практически для них не наблюдаются либо из-за опасности их приближения (например, из соображений безопасности), либо из-за того, что до наступления предельного состояния оборудование является морально устаревшим и снимается с эксплуатации. Имеются подходы, описанные в нормативных документах отраслевого уровня [20,21]. В частности, со ссылкой на [1], предлагается показатели долговечности исследовать

косвенно – за счет изучения параметра потока отказов (т.е. показателя безотказности). Действительно, в соответствии с [1] предельное состояние, например, тогда, когда параметр потока отказов становится неприемлемым. Однако для высоконадежных систем и этот подход затруднителен из –за относительно слабой интенсивности этого потока (1-2 отказа в год).

ВЫВОДЫ

Все эти сложности привели к тому, что для высоконадежного оборудования (в частности, для оборудования АЭС) ТО представляется назначенными сроками проведения (например, четыре раза в год) независимо от фактического состояния надежности, а стратегия ТО сводится лишь к определению объема различного рода опробований и испытаний [26] в моменты, назначенные директивно.

Понятен интерес к проведению ТО в соответствии с реальной оценкой надежности. Авторы видят возможности решения поставленной задачи [22] в области:

- привлечения дополнительной информации о потоке отказов (байесовские оценки) [19,22,29];
- использование аппарата исследований цензурированных выборок [22,23,24,29]
- исследования потока отказов, как преддверие наступления предельного состояния [1,20,21];
- построений регрессионных моделей потока отказов, для прогнозирования поведения интенсивности этого потока на некоторый, следующий за наблюдаемым, период [5,6,19];
- уход от марковских моделей за счет предположения и подтверждения гипотез о реальном законе распределения наработки на отказ и времени восстановления [31,32,33];
- исследования постепенных отказов [12,25].

Действительно, в распоряжении исследователя имеется база научных и нормативных данных для решения поставленных задач.

Список литературы: **1.** ДСТУ 2860-94 Надійність техніки. Терміни та визначення. – Введено вперше.-К.: 1994.- 89 с. **2.** Анализ возможности изменения регламента планового ремонта систем безопасности на основе вероятностного анализа безопасности /Д.В. Билей, В.И. Скалозубов, Ю.А. Комаров, М.Е. Слюсенко, А.И. Николайчук // Ядерная и радиационная безопасность. – 2003. – Том. 6, –№1. – С. 35-39. **3.** Комаров Ю.А., Колыханов В.Н., Скалозубов В.И. Основы методики оптимизации периодичности контроля систем, важных для безопасности // Ядерная и радиационная безопасность. – 2000. – Т.3, Вып.1. – С. 79-86. **4.** Кендал М. Дж., Стьюарт. Статистические выводы и связи - М.: Наука, 1973.- 899 с. **5.** Себер Дж. Линейный регрессионный анализ. Пер. с англ. - М.: Мир, 1980.- 456 с. **6.** Инюшев В.В., Дубковский В.А. О применении регрессионных моделей в исследованиях долговечности // Ядерная и радиационная безопасность.-2005.-вып.3, т.8,-С. 27 – 29. **7.** Инюшев В.В., Стадник О.А. Эвристические аспекты в исследованиях долговечности. // Машиностроение и техносфера XXI века: Сборник трудов IX Международной научно-технической конференции сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ.- 2002.- С. 239-244. **8.** ГОСТ 23554.2 – 81 Экспертные методы оценки качества промышленной продукции. Обработка значений экспертных оценок качества продукции. **9.** Руководство по выполнению вероятностных анализов безопасности АС при проектировании. – М.: Атомэнергопроект, 1989. – 337 с. **10.** Таратунин В. В. Совершенствование технического

обслуживания и ремонтов АЭС количественно-вероятностными методами. ./ в сб. "Диагностика и прогнозирование надежности элементов ядерных энергетических установок". Сборник научных трудов №5 кафедры АСУ. Под ред. проф. Острейковского В.А. – Обниск, ОИАТЭ, 1989, С. 8-17. **11.** Швыряев Ю.В. Современный подход к методологии вероятностного анализа безопасности атомных станций. Известия вузов Ядерная энергетика. – 2004. - №1.- С. 17-24. **12**. Зеленый О.В., Стадник О.А., Тхоржевский О.Ю. Изучение эволюций рабочей области в исследованиях процессов старения механического оборудования // Машиностроение и техносфера XXI века.: Сб. научных трудов XI международной конференции в Севастополе. - Донецк: .- 2004.- Том 2.- С. 17-20. **13**. Инюшев В. В., Стадник О. А. Надежностный синтез процессов старения технических средств // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ.- 2001.- Вып.- 16. С. 239-244. **14.** Зеленый О.В, Инюшев В.В. Долговечность и оптимальное техническое обслуживание оборудования.// Машиностроение и техносфера XXI века: Сб. научных трудов XII международной конференции в Севастополе.- Донецк: .- 2005.- Том 2.- С. 16-19. **15**. Буртаев Ю.Ф., Острейковский В. А. Статистический анализ надежности объектов по ограниченной информации. -М.: Энергоатомиздат, 1995.-240 с. **16.** ГОСТ 26291-84 (СТ СЭВ 4334-83) Надежность АЭС и их оборудования. Общие положения и номенклатура показателей. Введ.01.01.86._ М.: Изд-во стандартов, 1984.- 13 с. **17.** ДСТУ 3004-95 Надежность в технике. Методы оценки показателей надежности по экспериментальным данным. - Введен впервые. - К.: Из - дво Госстандарта, 1995.-122 с. **18.** ДСТУ 3433-96 (ГОСТ 27.005-79) Міждержавний стандарт. Державний стандарт України. Надійність техніки. Моделі відмов. Основні положення. - Введено вперше. Введ. 05.12.97.- Вид. Держстандарту України, 1996.- 46 с. **19.** Методика по построению нелинейных регрессионных моделей технологических процессов массового производства (байесовский подход). Госкомстандарт СМ СССР, - М. 1977.- 40 с. **20.** Нормативный документ. НП. 306.5/02.068 – 2003 Требования к порядку и содержанию работ для продления срока эксплуатации информационных и управляющих систем важных для безопасности атомных электростанций. Введ. впервые 18.03.2003.-, 2003.-10 с. **21.** Норми та правила з ядерної та радіаційної безпеки. НП 306.2.099 – 2004. Загальні вимоги до продовження експлуатації енергоблоків АЕС у понадпроектний строк за результатами здійснення періодичної переоцінки безпеки. Київ, Держкомітет ядерного регулювання України. - 2005.-27 с. **22.** Зеленый О.В. О стратегиях технического обслуживания на АЭС. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: 2002.- Вып. - 23. С. 57-61. **23.** Зеленый О.В, Печерица А.В. Углубленный анализ цензурированных исходных данных для оценки достоверности и точности в исследованиях надежности. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ООО "Лебедь" .- 2004.- Вып.- 27. С. 92-97. **24.** Зеленый О.В, Инюшев В.В. Об одной модели оценки эффективности систем безопасности АЭС. // Машиностроение и техносфера XXI века. : Сб. научных трудов X международной конференции в Севастополе.- Донецк: .- 2003.- Том 1.- С. 279-284. **25.** Инюшев В. В., Стадник О. А. Исследование постепенных отказов при обеспечении качества функционирования оборудования АЭС // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ.- 2000.- Вып.- 12. С. 39-41. **26.** Основы применения риск - ориентированных походов оптимизации регламентов ТО ремонта оборудования СВБ./ В.Н Васильченко, Ю.А, Комаров, В, И, Скалозубов, Н.А.

Фридман.//Ядерная и радиационная безопасность. – 2002. –Том. 5,– №4. –С. 56-59. **27.** ГОСТ 27.410-87 Надежность в технике. Методы контроля показателей надежности и планы контрольных испытаний на надежность. Введ. 01.01.89.- М.: Изд-во стандартов, 1987.-109 с.. **28.** Печерица А. В., Важенин О.Н. Практическое использование байесовских моделей для оценка риска от эксплуатации АЭС Украины // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ.- 2002.- Вып.- 23. С. 102-110. **29**. Martz H.F., Waller R.A. Bayesian reliability analysis. Krieger Publishing Company. Malabar, Florida. 1991. 745 p. **30**. Скрипник В.М., Назин А.Е., Приходько Ю.Г., Благовещенский Ю.Н. Анализ надежности технических систем по цензурированным выборкам. – М.: Радио и связь, 1988.- 184 с. **31.** Каштанов В. А. Полумарковские модели процесса технического обслуживания. М.: Знание, 1987. С. 94. **32.** Корлат А.Н., Кузнецов В.Н., Новиков М.М., Турбин А.Ф. Полумарковские модели восстанавливаемых систем и систем массового обслуживания. Кишинев., Штиинца, 1991, -276 с. **33.** Зеленый О.В, Стадник О.А. О применении полумарковских моделей в исследованиях технического обслуживания оборудования АЭС. // Машиностроение и техносфера XXI века.: Сб. научных трудов X международной конференции. - Донецк: .- 2003.- Том 1.- С. 284-288. **34.** Заренин. Ю.Г., Стоянова И.И. Определительные испытания на надежность. -М: Издательство стандартов, 1978.-168 с. **35.** ГОСТ 27.201-81. Надежность в технике. Оценка показателей надежности при малом числе наблюдений с использованием дополнительной информации. Общие положения.

Сдано в редакцию 22.03.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ПРОБЛЕМЫ ОПТИМАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО ОБСЛУЖИВАНИЯ В УСЛОВИЯХ СТАРЕНИЯ ОБОРУДОВАНИЯ

Зеленый О.В., Носовский А.В. (*ГП "ГНТЦ ЯРБ" г. Киев, Украина*)

Researches of maintenance service (MS), as a rule, assume realization MS on a stationary section of life cycle of the equipment. Thus consider, that the probability origin of refusals is proportional to length of an investigated section. Trying of study of a possibility of optimization MS on a section of a strain aging is undertaken.

ВВЕДЕНИЕ

Исследования стратегии технического обслуживания (ТО) сводятся, прежде всего, к определению оптимальных сроков проведения плановых ремонтов оборудования. Это связано с различными показателями: экономическими ("надежность - стоимость"), снижением риска ("надежность - риск от работы атомных электростанций" [1]) и пр. Основным направлением оптимизации является возможное сокращение сроков плановых ремонтов с целью повышения эффективности производства. Действительно, увеличение сроков между ТО может привести к повышению вероятности отказа и тяжелым последствиям, а сокращение - к значительному удорожанию производства и повышению себестоимости продукции. При этом учитываются не только собственно затраты на обслуживание, но и ущерб от неработающего оборудования (например, простой АЭС). **Целью** данной работы является оптимизация технического обслуживания (ТО). Отметим,

что в настоящее время эта задача решаются в предположениях стационарного потока отказов – без учета того, что этот поток, практически, является функцией времени. В это же время, высокий процент эксплуатирующегося оборудования находится на грани окончания срока службы, и поток его отказов постоянно повышается. Поэтому постановка задачи оптимального ТО с учетом фактора старения является весьма **актуальной**.

ОСНОВНЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ И ПУТИ РЕШЕНИЯ

В известном графике жизненного цикла эксплуатируемого оборудования [2] процесс старения (рис.1) представлен на участке t_3. Напомним, что участок t_1 – приработочные отказы, а t_2 – основной и наиболее длительный участок эксплуатации. Здесь $w(t)$ – интенсивность потока отказов. Напомним, что под параметром (интенсивностью) потока отказов $w(t)$ понимают [3] отношение математического ожидания числа отказов восстанавливаемого объекта за достаточно малую его наработку к значению этой наработки.

Характерным свойством периода t_2 является то, что вероятность внезапного [3] отказа всецело зависит от продолжительности функционирования системы и не зависит от конкретного момента времени. Поэтому на этом участке поток отказов достаточно корректно описывается простыми моделями, например, с помощью Марковского процесса, предполагающего экспоненциальный закон распределения времени наработки на отказ. В этих условиях, т.е. на участке нормального функционирования t_2, стратегия технического обслуживания сводится к определению длительности участка, на котором вероятность отказа не будет превышать заданную [4].

График роста вероятности отказа и время, затраченное на восстановление, представлены на рис. 2.

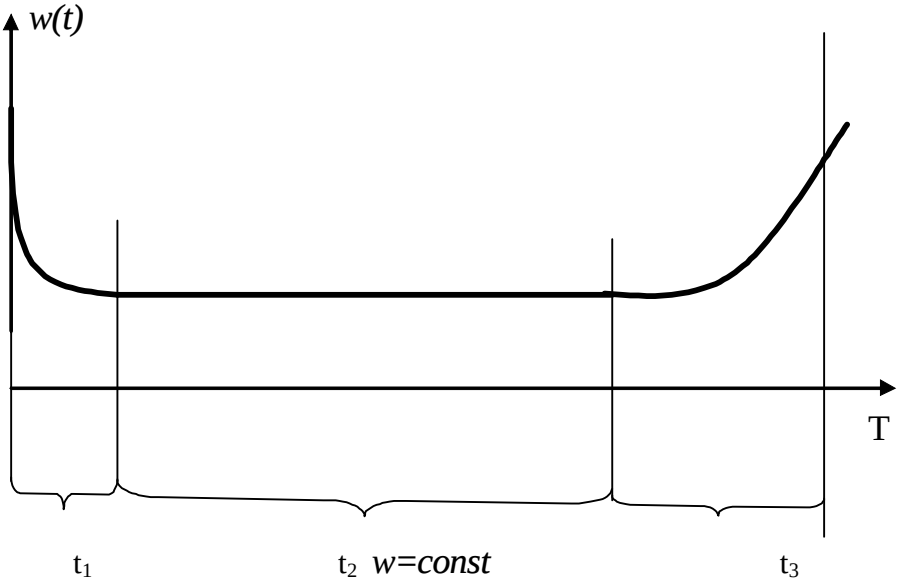


Рис.1 Участки жизненного цикла оборудования

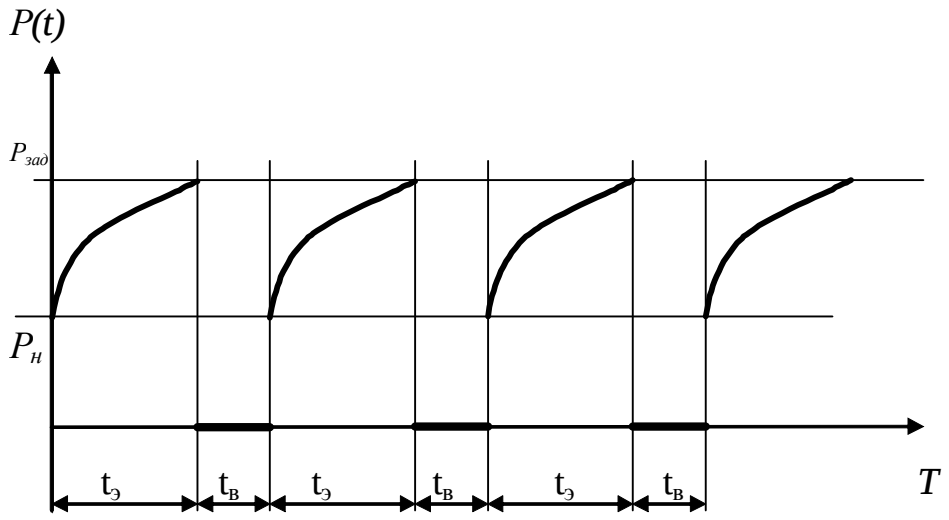


Рис.2 Поведение вероятности отказа на стационарном участке

Как видим, в течение времени эксплуатации $t_э$ между плановыми ТО вероятность отказа возрастает в соответствии с длиной участка. Проводимы восстановительные работы на участке $t_в$ уменьшают вероятность отказа до некоторого начального уровня $P_н$. При заданном уровне $P_{зад}$ определение времени $t_э$ не составляет труда. Считают, что восстановление является полным. Поэтому простейшей стратегией ТО является равномерное распределение ремонтно - восстановительных работ во времени. Такой подход не учитывает фактического состояния оборудования, и ТО выполняются строго по графику.

Такой подход возможен лишь на участке t_2 (рис.1), когда рост вероятности отказа всецело зависит от длительности $t_э$. Напомним, что восстановление считают полным, однако это относится лишь к восстановлению функциональных возможностей оборудования, т.е. речь идет о ***безотказности*** [3]. Это не означает, что свойства изделия возвращается в отправную точку своего жизненного цикла (либо на начало участка t_2).

Когда речь идет о показателях ***долговечности***, исследованиям подвергается не наступление *отказа*, т.е. невыполнение какой-либо функции, а наступление *предельного состояния*. И в этом случае наибольший интерес представляет переход от участка t_2. к t_3 в зону интенсивного старения и износа. Предельное состояние в [3] трактуется как "состояние объекта, при котором его дальнейшая эксплуатация недопустима или нецелесообразна, либо восстановление его работоспособного состояния невозможно или нецелесообразно". Примером предельного состояния может служить разрушение корпуса двигателя, после чего полная замена изделия более рентабельна, чем какой бы то ни было ремонт. Преддверием к наступлению предельного состояния является интенсификация потока отказов. Там же [3] отмечается, что предельное состояние наступает тогда, "когда *параметр потока отказов* становится неприемлемым".

Как правило, исследователю надежности неизвестен текущий (календарный) участок на траектории ***w(t).*** В случае, когда в результате процессов естественного старения повышается уровень интенсивности потока отказов (участок t_3), рост вероятности отказа до заданного допустимого значения идет быстрее см. рис.3.

В этом случае период $t_э$ сокращается. Поэтому для назначения размеров $t_э$ следует: убедиться, для какого этапа жизненного цикла выполняется определение оптимальной стратегии ТО.

Оценка координат на графике рис.1 является задачей исследования долговечности. Определить нахождение на стационарном участке возможно, например, методом инверсий [5]. При этом получают качественную оценку наличия или отсутствия тренда, т.е. регулярного увеличения интенсивности потока отказов. Отсутствие тренда говорит о том, что количество отказов, наблюдаемых на одинаковых интервалах времени, колеблется вокруг некоторого среднего значения. Это не дает представления о количественной величине изменения ***w(t)***. И для прогноза поведения ***w(t)*** этого недостаточно. А без прогнозирования интенсивности потока отказов какое бы то ни было установление оптимальных сроков ТО невозможно.

Помимо самостоятельной задачи – оценки возможности продления срока службы оборудования [6] возникает задача прогноза потока отказов для определения оптимальных сроков ТО.

Наиболее достоверной оценкой показателей надежности на этапе эксплуатации являются экспериментальные методы [7] т. е. методы наблюдений. Поэтому лучшими представляются модели, которые разрешают проводить количественный анализ ***w(t)*** непосредственно по данным об отказах на наблюдаемом участке эксплуатации и разрешают прогнозировать ее поведение хотя бы на небольшом отрезке времени в будущем (например, год).

При достаточно обильной статистической информации возможно определить закон распределения наработки на отказ. В этом случае выдвигается и подтверждается (не подтверждается) гипотеза о конфигурации функции распределения времени наработки на отказ. Эти процедуры подробно описаны в [7]. Однако во многих случаях, особенно, когда речь идет о высоконадежном оборудовании, статистического материала недостаточно. В этом случае несомненным преимуществом обладают регрессионные модели, особенности построения и применения которых подробно изложены в [8,9].

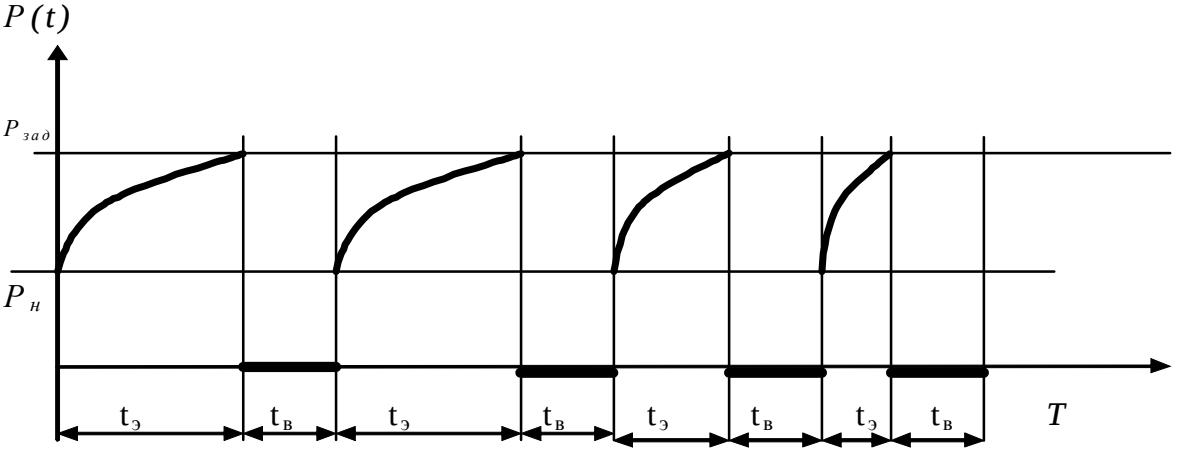


Рис.3 Поведение вероятности отказа на участке старения

Проводимые исследования конкретных систем показали справедливость приверженности исследователей к регрессионным моделям. При исследовании потока отказов на 3-м энергоблоке Южно-Украинской АЭС были получены результаты за соответствующие промежутки времени (8 участков), и был зафиксирован поток отказов механической части системы управления и защиты): 1,0,2,4,3,2,0,3.

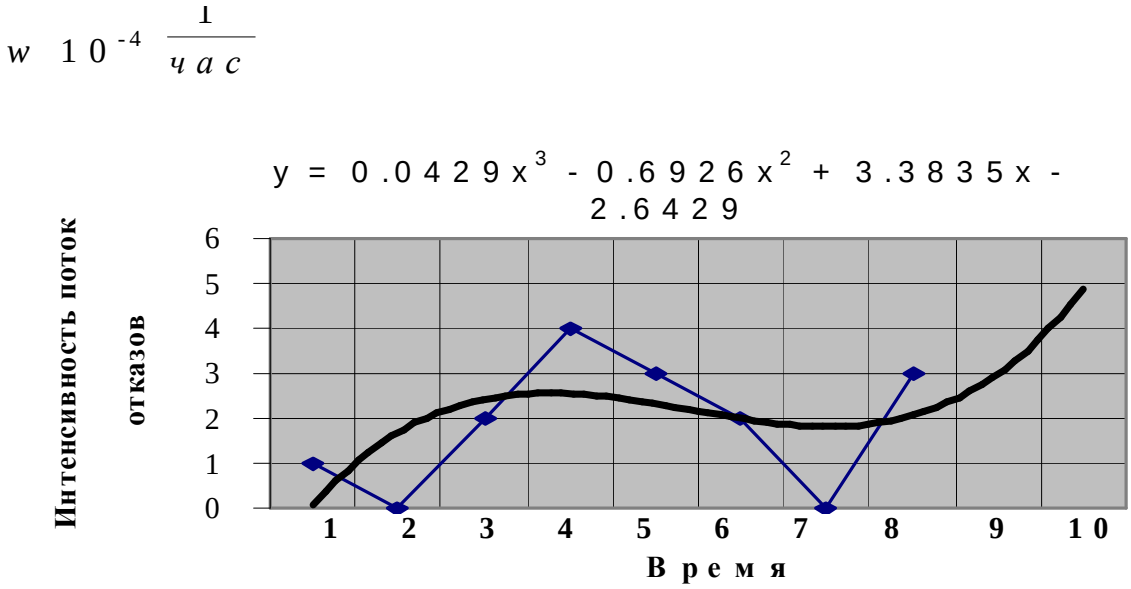


Рис.4 Регрессионная модель третьего порядка

Эти значения представлены на рис. 4, где приведена регрессионная модель третьего порядка (показаны результаты наблюдений и аппроксимирующий полином), 9-й и 10 –й шаги – шаги прогноза. Как видим, тенденция линии регрессии направлена вверх, т.е налицо повышение интенсивности потока отказов. .Построение диаграмм выполняется по стандартным программам STATISTICA [10].

ВЫВОДЫ

Как видим, получается достаточно наглядная картина *прогнозирования поведения интенсивности потока отказов*. В общем случае, следует количественно оценить изменения ***w(t)*** на прогнозируемом (в нашем случае, 9-м -10 - м) участке времени. Полученный прогноз может послужить основой для установления срока tэ на два шага. В нашем случае, когда имеется тенденции изменения показателя ω в большую сторону, сроки ТО могут гибко изменяться (в сторону уменьшения ***tэ***).

Таким образом, может быть решена задача оптимального технического обслуживания в условиях старения оборудования. При этом учитывается реальная функция распределения времени наработки на отказ. Следующим шагом в данных исследованиях могут служить различного рода методы моделирования поведения потока отказов на нестационарном участке.

Список литературы: ***1.*** *Программа внедрения риск – ориентированных подходов в регулирующей деятельности и эксплуатации АЭС // ГП НАЭК "Энергоатом" – ГКЯРУ – 2003.* ***2.*** *Шишонок Н.А., Репкин В.Ф., Барвинский Л.Л. Основы теории надежности и эксплуатации радиоэлектронной техники М.: Советское радио, 1965.-265 с.* ***3.*** *ДСТУ 2860-94 Надійність техніки. Терміни та визначення. – Введено вперше.-К.: 1994.- 89 с.* ***4.*** *Белый Д.В., Васильченко В.Н., Васильченко С.В., Власенко Н.И., Скалозубов В.И. . Основы оптимизации плановых ремонтов и испытаний систем безопасности для повышения эффективности производства АЭС // Ядерная и радиационная безопасность. – 2004. – Т.7, Вып.1. – С. 90-95.* ***5.*** *Бендат Дж., Пирсол А. Прикладной анализ случайных данных. Пер. с англ.- М.: Мир, 1989.- 540 с.* ***6.*** *НД 306.711-96 Надежность АЭС и оборудования. Продление*

ресурса средств контроля и управления, входящих в системы, важные для безопасности. Общие требования к порядку и содержанию работ.- Введ. 15.03.96.-Изд-во Мин. Охраны окр. среды и ядерной безопасности Украины, 1996.-7 с. **7.** *ДСТУ 3004-95 Надежность в технике. Методы оценки показателей надежности по экспериментальным данным. - Введен впервые.- К.: Из-дво госстандарта, 1995.-122 с.* **8.** *Прикладная статистика: Исследование зависимостей: Справ. Изд./ С.А. Айвазян, И.С. Енюков, Л.Д. Мешалкин; Под ред. С.А. Айвазяна.- М.: Финансы и статистика, 1985.-487 с.* **9.** *Себер Дж. Линейный регрессионный анализ. Пер. с англ. - М.: Мир, 1980.- 456 с.* **10.** *Боровиков В.П., Боровиков И.П.. STATISTICA® - Статистический анализ и обработка данных в среде Windows.-М.: Филин, 1998. – 608 с.*

Сдано в редакцию 22.03.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ГИДРОСИСТЕМЫ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ КРЕПИ МЕТОДОМ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Зензеров В.И., Павлыш В.Н. *(ДонНТУ, Донецк,Украина)*

The complex mathematical model of action of hydraulic system of mechanized mine timber and the results of modeling are considered.

Гидросистема является весьма важной составляющей механизированных крепей. Исследованию и расчету параметров крепей посвящены работы многих авторов [1…5]. Разрабатываемые методы расчета основываются либо на эмпирических зависимостях, либо на упрощенных уравнениях, позволяющих получить аналитическое решение.

Целью настоящей работы является разработка комплексной детерминированной математической модели процесса функционирования гидросистемы и основанного на ней метода расчета параметров механизированных крепей с помощью ЭВМ.

На рис.1 представлена гидромеханическая схема типовой гидросистемы механизированной крепи. При составлении схемы использованы исследования и графические обозначения, приведенные в работах [1-3].

На основании правила узлов и ветвей [3] составим математическую модель каждого из участков гидросистемы.

Движение рабочей жидкости от насоса до гидрораспределителя секции крепи описывается системой трех нелинейных дифференциальных уравнений:

$$\left.\begin{aligned} C_H \frac{dP_H}{dt} &= q(P_H) - q_H \\ \frac{m_H}{(f_H)^2} \cdot \frac{dq_H}{dt} &= P_H - x_H (q_H)^2 - P_1 \\ C_\Sigma \frac{dP_1}{dt} &= q_H - \sum_{i=1}^{N} q_{1i} \end{aligned}\right\}, \qquad (1)$$

где P_H - давление жидкости в напорной магистрали у насосной станции;

P_1 - давление жидкости на входе гидрораспределителя;

$q(P_H)$ - расходная характеристика насосной станции;

q_H - расход жидкости в напорной гидромагистрали;

q_{1i} - расход жидкости в рукаве высокого давления, соединяющего гидрораспределитель с напорной полостью i-го гидроцилиндра;

C_H - коэффициент упругости напорной гидромагистрали;

C_Σ - суммарный коэффициент упругости рукавов высокого давления, соединяющих гидрораспределитель с напорными полостями гидроцилиндров;

x_H - коэффициент гидравлического сопротивления напорной гидромагистрали;

m_H - масса жидкости в напорной гидромагистрали;

f_H - площадь сечения напорной гидромагистрали;

N - количество одновременно работающих гидроцилиндров.

Математическая модель работы каждого гидроцилиндра состоит из системы шести дифференциальных уравнений первого порядка:

$$\left.\begin{aligned}
\frac{m_{1i}}{\left(f^{\text{Н}}_{РВД\,i}\right)^2}\cdot\frac{dq_{1i}}{dt} &= P_1 - x_{1i}(q_{1i})^2 - P_{2i}\\
C_{2i}\frac{dP_{2i}}{dt} &= q_{1i} - q_{2i}\\
\frac{m_{2i}}{(F_{1i})^2}\cdot\frac{dq_{2i}}{dt} &= P_{2i} - b_i R_i\left(X_{2i}, \dot{X}_{2i}\right) - a_i P_{3i}\\
\frac{dX_{2i}}{dt} &= b_i q_{2i}\\
C_{3i}\frac{dP_{3i}}{dt} &= a_i q_{2i} - q_{4i}\\
\frac{m_{3i}}{\left(f^{C}_{РВД\,i}\right)^2}\cdot\frac{dq_{4i}}{dt} &= P_{3i} - x_{2i}(q_{4i})^2 - P_C
\end{aligned}\right\}, \qquad (2)$$

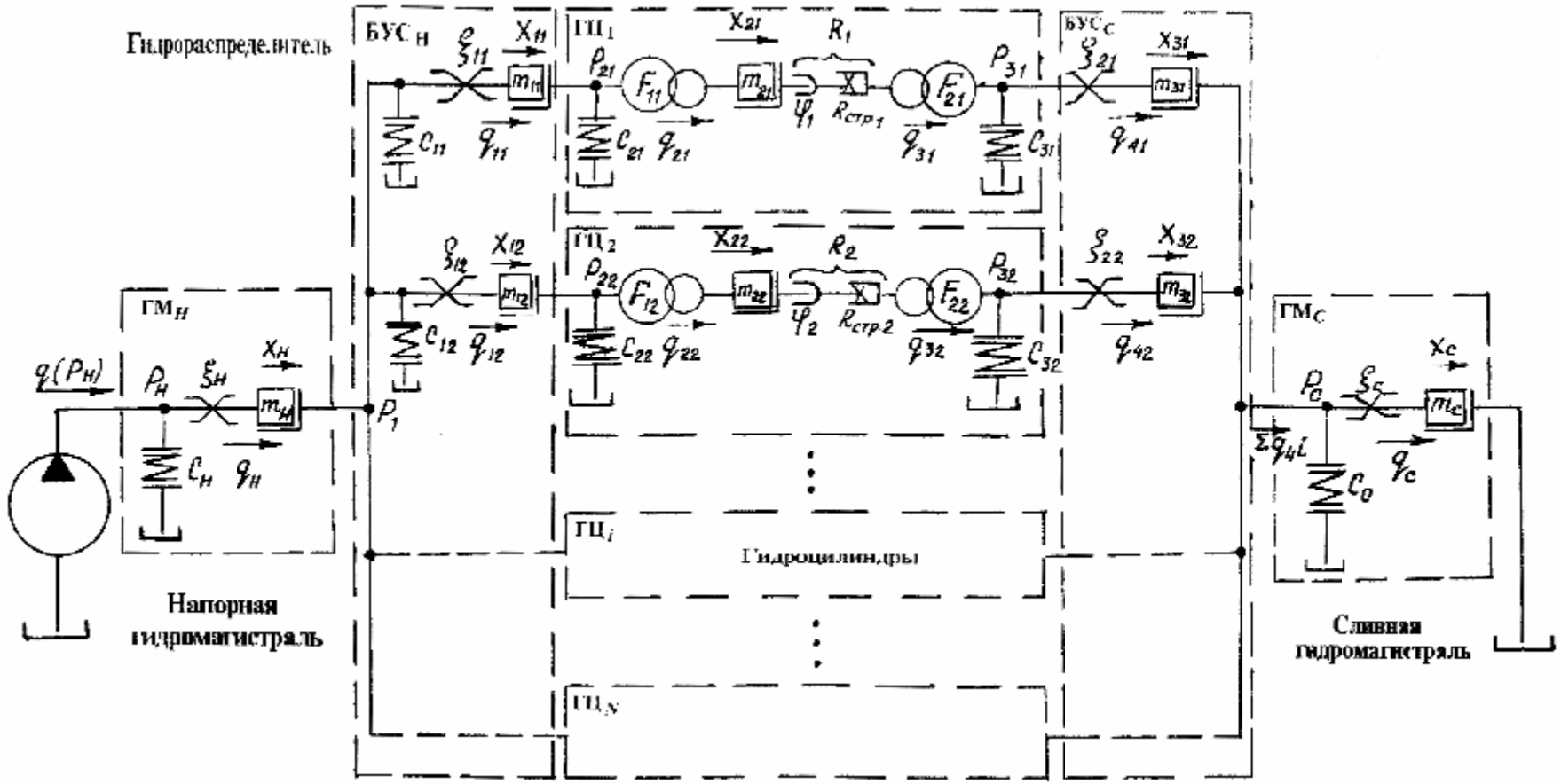


Рис. 1. Гидромеханическая схема системы механизированной крепи

где P_{2i} - давление жидкости в напорной полости *i*-го гидроцилиндра;
P_{3i} - давление жидкости в сливной полости *i*-го гидроцилиндра;
P_C - давление жидкости в сливной гидромагистрали на выходе из гидрораспределителя;
q_{2i} - расход жидкости в напорную полость *i*-го гидроцилиндра;
q_{4i} - расход жидкости в рукаве высокого давления, соединяющего сливную полость *i*-го гидроцилиндра с гидрораспределителем;
C_{2i}, C_{3i} - соответственно коэффициенты упругости напорной и сливной полостей *i*-го гидроцилиндра;
x_{1i}, x_{2i} - соответственно коэффициенты гидравлических сопротивлений каналов подключения *i*-го гидроцилиндра к напорной и сливной гидромагистралям;
m_{1i}, m_{3i} - соответственно массы жидкости в рукавах высокого давления, соединяющих напорную и сливную полости *i*-го гидроцилиндра с гидрораспределителем;
m_{2i} - масса, перемещаемая *i*-м гидроцилиндром;
X_{2i} - величина перемещения поршня *i*-го гидроцилиндра;
$f^{H}_{РВД_i}, f^{C}_{РВД_i}$ - площади сечений рукавов, соединяющих напорную и сливную полости *i*-го гидроцилиндра с гидрораспределителем;
F_{1i}, F_{2i} - площади напорной и сливной полостей *i*-го гидроцилиндра:

$$a_i = \frac{F_{1i}}{F_{2i}}; \qquad b_i = \frac{1}{F_{1i}},$$

a_i - коэффициент мультипликации *i*-го гидроцилиндра;
$R_i\left(X_{2i}, \dot{X}_{2i}\right)$ - сопротивление перемещению *i*-го гидроцилиндра, зависящее от самой величины перемещения X_{2i} и от скорости перемещения $\dot{X}_{2i}$

Течение жидкости по сливной гидромагистрали от секции крепи в бак гидронасоса описывается системой дифференциальных уравнений:

$$\left.\begin{aligned} C_C \frac{dP_C}{dt} &= \sum_{i=1}^{N} q_{4i} - q_C \\ \frac{m_C}{(f_C)^2} \cdot \frac{dq_C}{dt} &= P_C - x_C (q_C)^2 \end{aligned}\right\}, \qquad (4)$$

где q_C - расход жидкости в сливной гидромагистрали;
C_C, x_C - соответственно коэффициенты упругости и гидравлического сопротивления сливной гидромагистрали;
m_C - масса жидкости в сливной гидромагистрали;
f_C - площадь сечения сливной гидромагистрали.

Системы дифференциальных уравнений (1), (2) и (3) образуют математическую модель гидросистемы механизированной крепи. Количество уравнений *n* математической модели зависит от количества одновременно работающих *N* гидроцилиндров при моделировании технологических операций разгрузки, передвижки, распора секции крепи и выдвижки конвейера на забой и определяется по формуле:

$$n = 6N + 5, \qquad (5)$$

В математическую модель гидросистемы механизированной крепи входят семь групп параметров: давления жидкости в характерных точках гидросистемы; расходы жидкости на отдельных участках гидросистемы; коэффициенты упругости элементов гидросистемы; коэффициенты гидравлических сопротивлений участков гидросистемы; массы жидкости, перемещаемые на отдельных участках гидросистемы; площади поперечных сечений элементов гидросистемы; сопротивления перемещению гидроцилиндров.

Первые две группы параметров образуют вектор начальных значений, а в процессе моделирования - результирующий вектор зависимых переменных. Коэффициенты упругости определяют расход на деформацию элементов гидросистемы и сжимаемость жидкости, заполняющей ее под давлением.

При перемещении поршня гидроцилиндра объем напорной и сливной полостей меняется. Следовательно, в процессе моделирования величины коэффициентов упругости полостей гидроцилиндров будут изменяться в зависимости от величины перемещения поршня X_{2i} и их необходимо рассчитывать по формулам:

для напорной полости *i*-го гидроцилиндра:

$$C_{2i} = \left(H_{oi} + X_{2i}\right)\left(\frac{1-c}{2}\cdot\frac{F_{1i}D_i}{E_{TP}S_{ui}^{H}} + \frac{F_{1i}}{E_{Ж}}\right), \qquad (6)$$

где H_{oi} - начальное расстояние от торца до поршня *i*-го гидроцилиндра;

$D_i, S_{Ц\,i}^{H}$ - диаметр и толщина стенок напорной полости *i*-го гидроцилиндра.

для сливной полости *i*-го гидроцилиндра:

$$C_{3i} = \left(H_{\max i} - X_{2i}\right)\left(\frac{1-c}{2}\cdot\frac{F_{2i}d_i}{E_{TP}S_{ui}^{C}} + \frac{F_{2i}}{E_{Ж}}\right), \qquad (7)$$

где $H_{max\,i}$ - величина хода поршня *i*-го гидроцилиндра;

$d_i, S_{Ц\,i}^{C}$ - диаметр и толщина стенок сливной полости *i*-го гидроцилиндра.

Все элементы и узлы гидросистемы, по которым протекает жидкость, характеризуются гидравлическими сопротивлениями как местными (в заделках и ответвлениях, в сужениях, расширениях и поворотах потока), так и линейными, зависящими от протяженности каналов.

Так как поток жидкости проходит по трубопроводам и каналам разного сечения, то при определении коэффициента гидравлического сопротивления участка гидросистемы все коэффициенты различных местных сопротивлений приводятся к выбранной площади поперечного сечения участка по формуле:

$$x_i = x_i' \frac{r}{2 f_i^{2}}, \qquad (8)$$

где x_i' - безразмерный коэффициент местного гидравлического сопротивления, который определяется на основании экспериментальных и справочных данных для конкретного характера местного сопротивления;

r - плотность рабочей жидкости;

f_i - площадь поперечного сечения, по которому рассчитывается коэффициент гидравлического сопротивления.

Моделирование работы гидросистемы секций механизированной крепи заключается

в моделировании совместной работы N гидроцилиндров, количество которых зависит как от конструкции и технологии работы комплекса, так и от моделируемой технологической операции.

Как отмечалось выше, выполнение даже статических расчетов гидравлических схем механизированных крепей является задачей весьма трудоемкой. К тому же, получаемые результаты значительно отличаются от фактических данных и могут быть использованы только на начальной стадии проектирования для прикидочного выбора гидроэлементов гидросистемы секции крепи. Для окончательного анализа на стадии проектирования различных вариантов гидросистем, определения их быстродействия по выполнению операций секцией, а также получения информации о динамических явлениях в гидросистеме для дальнейшей оценки надежности работы регулирующей и распределительной аппаратуры гидропривода, очевидна необходимость выполнения динамического расчета гидросистемы механизированных крепей.

Специфичность гидропривода механизированных крепей определяет особенности и сложность математического описания процессов, протекающих в его гидроэлементах. Системы нелинейных дифференциальных уравнений первого порядка (1), (2) и (4) образуют математическую модель гидросистемы механизированных крепей. На основании формулы (5) определяется суммарное количество уравнений, входящих в эти системы, которое зависит от числа моделируемых одновременно работающих гидроцилиндров. Для примера, при расчете гидросистемы четырехстоечной секции крепи МТ во время выполнения операции передвижки с одновременной разгрузкой необходимо моделирование одновременной работы шести гидроцилиндров, что соответствует решению системы сорока одного дифференциального нелинейного уравнения. Число уравнений может изменяться в процессе моделирования в результате разного времени начала и окончания выполнения работы различными гидроцилиндрами. Перечисленные выше особенности расчетов показывают необходимость разработки алгоритмов и программ для ПЭВМ, позволяющих получить необходимый объем данных о динамике работы проектируемой гидросистемы, что позволит автоматизировать процесс проектирования и сократить объем и трудоемкость экспериментальных и доводочных работ.

На рис.2 приведен укрупненный алгоритм математического моделирования динамики работы гидросистемы механизированных крепей.

Алгоритм позволяет промоделировать как выполнение отдельной технологической операции, так и последовательности операций, заданных пользователем. Так как работа гидросистемы сводится к попеременной подаче давления либо в штоковую, либо в поршневую полости определенного количества гидроцилиндров, то подготовка моделирования сводится к заданию исходных данных (конструктивных параметров гидроцилиндров и элементов гидросистемы, коэффициентов упругости и гидравлических сопротивлений участков гидросистемы и сопротивления перемещению каждого гидроцилиндра) и заданию последовательности подключения полостей гидроцилиндров к напорной и сливной гидромагистралям (блоки 1 и 2 рис.2). Здесь же вводится и количество одновременно работающих гидроцилиндров при выполнении j-й операции.

В блоках 3 и 12 определяется номер текущей операции, в зависимости от которого в блоке 4 вычисляются коэффициенты при производных от расходов жидкости и давлений в гидросистеме для систем дифференциальных уравнений (1), (2) и (4) и формируется массив коэффициентов $A_{i,j}$. До начала решения системы дифференциальных уравнений задается вектор начальных значений и параметров интегрирования (блок 5) и обнуляется счетчик количества закончивших работу гидроцилиндров в j-й операции (блок 6).

Блок 8 проверяет окончание моделирования *j*-й операции. В случае, если не все гидроцилиндры закончили работу (величина перемещения какого-либо гидроцилиндра меньше заданной), то моделирование операции продолжается после восстановления входного вектора весовых коэффициентов погрешности и вектора начальных условий, исключая параметры, относящиеся к закончившим работу гидроцилиндрам (блок 9), а также после вычисления нового количества дифференциальных уравнений, оставшихся в системе (блок 10).

Моделирование прекращается, если расчеты выполнены для всей заданной последовательности операций технологического цикла (блок 11).

Приближенное решение системы нелинейных дифференциальных уравнений первого порядка (имеются в виду объединенные в общую систему уравнения (1), (2) и (4)) осуществляется по методу Рунге-Кутта. Метод имеет четвертый порядок точности, устойчив и для получения решения в следующей точке требует значения решения только в одной предыдущей точке.

Разработанный алгоритм являются основой для создания системы автоматизированного проектирования гидропривода механизированных крепей (САПГМК).

В качестве контрольного примера был выполнен процесс моделирования операции перемещения секции крепи 1М88 с одновременной разгрузкой гидростоек (параллельная работа трех гидроцилиндров).

Исходные данные:

– количество гидроцилиндров – 3

– давление жидкости в напорной гидромагистрали – 20 МПа

– величина перемещения секции крепи – 0,68 м

– максимальный расход рабочей жидкости – $1{,}32 \times 10^{-3}$ м^3/с

– площади напорной и сливной полостей гидроцилиндров:

- гидростойки:
  - напорная – 0,13 м^2;
  - сливная – 0,05 м^2;
- гидродомкрат:
  - напорная – 0,08 м^2;
  - сливная – 0,03 м^2;

Результаты моделирования перемещения секции крепи 1М88Н с одновременной разгрузкой гидростоек приведены в таблице 1.

Таблица 1. Расчетные параметры гидросистемы

Значение времени, с	Перемещение ГС1, ГС2, м	Перемещение секции крепи, м	Давление в напорной гидромагистрали, МПа	Расход жидкости в напорной гидромагистрали, $\times 10^{-3}$ м^3/с	Давление в поршневой полости гидростоек, Мпа	Давление в штоковой полости гидростоек, Мпа	Давление в штоковой полости гидродомкрата, Мпа	Давление в поршневой полости гидродомкрата, Мпа
0	0,000	0,00	20,0	0	20,0	0,0	0,0	0,0

1	0,001	0,00	19,5	0,85	3,2	19,4	18,6	7,2
2	0,005	0,00	17,3	0,21	3,0	17,1	17,2	2,5
3	0,010	0,05	17,1	0,32	3,1	16,9	17,1	2,9
4	0,012	0,10	16,5	0,37	3,1	16,4	16,5	3,1
5	0,014	0,17	16,8	0,41	3,5	16,5	16,7	3,4
6	0,017	0,26	17,2	0,45	3,7	16,8	17,1	3,8
7	0,020	0,39	17,9	0,48	3,9	17,1	17,7	4,2
8	0,021	0,49	18,1	0,48	4,1	17,3	18,0	4,9
9	0,025	0,55	18,1	0,48	4,5	17,6	18,1	5,0
10	0,025	0,62	18,2	0,48	4,5	18,1	18,1	5,0
11	0,025	0,68	18,5	0,01	4,5	18,2	18,4	5,1

Рис.2. Блок-схема алгоритма моделирования гидросистемы крепи.

На рис. 3 приведен пример графического представления результатов моделирования.

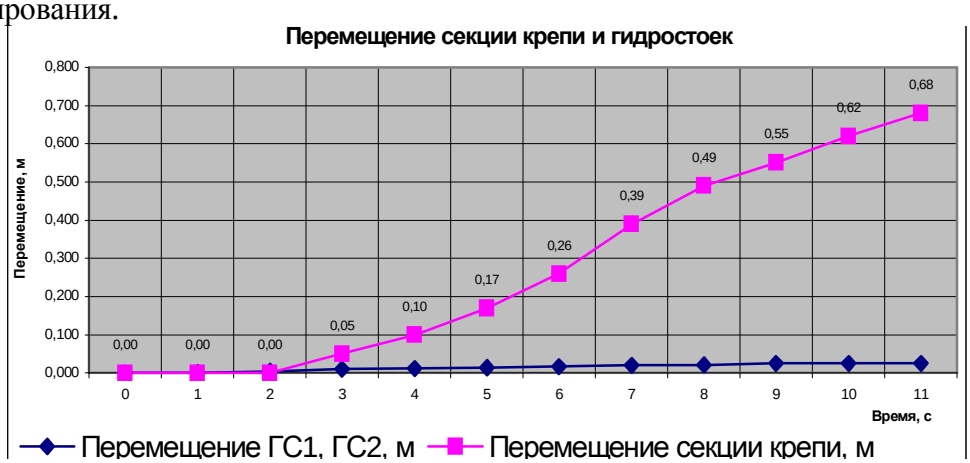


Рис. 3. Графическое представление моделирования перемещения секций крепи и гидростоек

Выводы.

Выполненные расчеты показали работоспособность приведенного алгоритма и разработанной программы. Результаты моделирования могут быть положены в основу определения рациональных значений конструктивных параметров гидравлических элементов гидросистемы крепи и анализа динамических процессов в выбранной схеме.

Полученная в результате исследований математическая модель позволяет решать задачи как прямых гидравлических расчетов, при которых известно потокораспределение в системе и требуется определить рациональные значения конструктивных параметров гидравлических элементов, так и обратных - известны конструктивные и технологические параметры механизированной крепи, а необходимо промоделировать динамические процессы в гидросистеме и определить время выполнения различных операций. Исследование статических и динамических характеристик отдельных гидроэлементов и гидросистем в целом позволит выявить факторы, оказывающие решающее влияние на режим работы крепи, и обосновать допущения, которые могут быть приняты в инженерных расчетах. Результатом исследований являются также модели гидроэлементов механизированной крепи, которые в различных сочетаниях и перестановках используются для расчета на ПЭВМ вариантов гидросистем крепей и являются математической базой для разработки систем управления гидроприводом механизированных крепей автоматизированных комплексов, обеспечивающих повышение скорости крепления лавы в различных горно-геологических условиях эксплуатации.

Список литературы: **1.** Расчет и конструирование гидроприводов механизированных крепей/ Ю.Ф.Пономаренко, А.А.Баландин, Н.Т.Богатырев и др. Под общ. ред. Ю.Ф.Пономаренко. - М.: Машиностроение, 1981, 327 с. **2.** Пономаренко Ю.Ф., Баландин А.А. Инженерная методика проектного расчета параметров гидросистемы механизированных крепей. - М.: ИГД им. А.А.Скочинского, 1981, 22 с. **3.** Хандрос А.Х., Молчановский Е.Г. Динамика и моделирование гидроприводов станков. - М.: Машиностроение, 1969, 156 с. **4.** Технология подземной разработки и процессы горных работ в очистных забоях крутых и крутонаклонных угольных пластов. / Под ред С.С. Гребенкина: Донецк, КП «Регион», 2000. – 506с. **5.** Численный метод расчета переходных процессов в длинных трансмиссиях буровых машин /Г.Г. Бойко, П.А. Горбатов, В.Г. Гуляев,

В.Н. Павлыш, И.В. Шавлак //Сб. науч. тр. НГА Украины. - Днепропетровск, 1998. - № 3. - Том 6. - С.47-53.

Сдано в редакцию 17.05.06
Рекомендовано д.т.н. Параскив Д.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ИНФОРМАЦИОННОГО ПОДХОДА В ТЕХНОЛОГИИ МАШИМНОСТРОЕНИЯ

Карпусь В.Е., Луцкий С.В. *(НТУ ХПИ, ХНАДУ, г.Харьков, Украина)*

Bases of the information approach of technology of mechanical engineering from a position of the basic ideas of the theory information are stated.

Машиностроение является важнейшей отраслью промышленности, определяющей уровень и темпы развития других отраслей. Быстрое развитие машиностроительного производства настоятельно требовало научного разрешения вопросов связанных с изготовлением машин, что привело к возникновению науки о технологии машиностроения. Объектом исследования технологии машиностроения является процесс изготовления машин, а целью исследования – раскрытие связей и закономерностей, действующее в этом процессе [1].

Основными направлениями развития современной технологии машиностроения является: переход от прерывистых, дискретных технологических процессов к непрерывным автоматизированным; эффективное использование машин и оборудования; внедрение безотходной технологии.

Важнейшим показателем характеризующими технико-экономическую эффективность технологического процесса является: расход сырья, полуфабрикатов и энергии на единицу продукции; количество и качество получаемой готовой продукции, изделий; уровень производительности труда; интенсивность процесса; затраты на производство; себестоимость продукции, изделий.

Совершенствование процесса изготовления машины требует исследования отдельных процессов преобразования энергии, вещества и информации, совокупность которых составляет производственный процесс.

Основное понятие теории информации - количество информации. Количество информации технологического процесса, характеризует его упорядоченность, и является одним важных показателей технико-экономической эффективности этого процесса.

Подход к исследованиям в технологии машиностроения с позиции основных идей теории информации, получил название информационного подхода.

Вероятностная теория информации окончательно нашла свое оформление в работах К.Шеннона. К ее результатам относят результаты решения ряда фундаментальных теоретических вопросов в теории связи, касающихся повышения эффективности функционирования систем связи.

С расширением использования идей теории информации в различных областях науки возникли задачи по разработке принципов оптимизации системы связи в целом, что расширило фундамендальные теоретические исследования в теории информации.

К компетентности информационного подхода относятся все проблемы и задачи, в формулировку которых входит понятие информации. Его предметом считают изучение процессов, связанных с получением, передачей, обработкой, хранением и

использованием информации. Такой подход к исследованию понятия информации затрагивает различные науки, в том числе и технологию машиностроения.

Для решения задач информационного подхода в технологии машиностроения, недостаточно использования формулы Больцман – Шеннона для определения количества информации, основанной на знании вероятности наступления некоторого события. Это прежде всего потому, что данное количество информации не отражает физическую сущность события, а любые выводы основанные на вероятностях, нельзя считать информацией о физическом содержании события.

Технологический процесс - это часть производственного процесса, содержащий целенаправленные действия по изменению или определению состояния предмета труда. Состояние предмета труда определяется множеством свойств и их параметрами, которые проявляются в процессе взаимодействия предмета труда с окружающей средой, и отражает физическое содержание процесса. Формализация состояния механической, динамической, электрической, химической и т.д., системы характеризуется n переменными состояния (фазовыми переменными) $x_1(t), x_2(t),...x_n(t),$ удовлетворяющими n дифференциальным уравнениям первого порядка (уравнениям состояния):

$$\frac{dxi}{dt} = f(x_1, x_2,..., x_n; u_1, u_2,..., u_r), \qquad (1)$$

где: x_n - фазовые переменные,

u_r - переменные воздействия среды.

Решение задач совершенствования процесса изготовления требует понимания информации как физической величины в той же степени как энергии и вещества, что позволило бы описывать информационные процессы и предсказывать следствия этих процессов на основе знания причин. Такой подход к понятию информации требует разработки теоретических основ информационного подхода к процессу изготовления машин и раскрытию информационных связей и закономерностей, действующих в этом процессе.

Впервые достаточно четкое предложение о способах измерения количества информации принадлежит Р.Фишеру и Р.Хартли. Измерить количество информации по Хартли значит пересчитать количество возможностей реализации события, одно из которых реализуется в данный момент, и затем взять логарифм от этого количества.

В основе методов исследования технологических процессов с использованием информационного подхода лежит моделирование технологических процессов в информационном пространстве свойств [2].

В информационном пространстве свойств технологический процесс представляет собой последовательность реализованных связей взаимодействующих систем, т.е. средств производства и предметов труда. Физическая сущность взаимодействующих систем обусловливается их состоянием. Состояние систем характеризуется проявлением свойств и их параметрами в процессе взаимодействия и может быть описано множеством причинно следственной цепочки:

$$F(x^A, x^B) = u^A d^A x^A h^A y^A q \;\; u^B d^B x^B h^B y^B J, \qquad (2)$$

где: u^A, u^B - вход системы $A\ u\ B; y^A, y^B$ - выход,

x^A, x^B - фазовые переменные состояния ,

h^A, h^B - выходные отображения,

d^A, d^B - переходные отображения,

q, J - отражения согласования.

Структура пространства свойств взаимодействующих систем отражается в фрагменте реальности проявления системы (рис.1). Особенность структуры заключается в квантовании значений пределов интенсивности свойств, длительности и протяженности квантами чувствительности восприятия средой свойств объекта в пространстве и во времени.

Фрагмент реальности проявление системы

Длительность $T(ij)$	Свойства систем Аи В $\{Yi\}, \{Yi\}$	Протяжность $K^n(ij)$

Предельные границы $T(ij)$ $\inf T < T(ij) < sapT$	Границы предельно воспринимаемых свойств $\Lambda^*(Yij), l^*(Yij)$	Предельные границы $K^n(ij)$ $\inf K^n < K^n(ij) < \sup K^n$

Масштаб длительности $\Gamma_B(Tij), g_{\text{Н}}(Tij)$	Границы воспринимаемых свойств системой $\Lambda \max(Yij), l \min(Yij)$	Масштаб протяжности $\Gamma_B(K_{ij}^n); g_{\text{Н}}(K_{ij}^n)$

Масштаб изменчивости длительности (постоянство переменность) $T_K(ij)$	Масштаб интенсивности свойств $X(Yij)$	Масштаб неоднородности протяжности (однородность неоднородность) $K_K^n(ij)$

Проявление интенсивности свойств в рамках слоя длительности – протяжности $L_n[T_K(i,j), K_K^n(i,j)\ ]$
Проявление интенсивности свойств в масштабах изменчивости- неоднородности в рамках бислоя длительности протяжности $dL_n[T_K(i,j), K_k^n(i,j)\ ]$

Проявление свойств в рамках пласта длительности - протяженности

$St[Tk(i,j), K_R^n(i,j)\ ]$
Изменения проявления свойств в рамках бипласта длительности протяжности $dSt[T_k(i,j), K_k^n(ij)\ ]$

Рис. 1 Структура пространства свойств.

Использование понятия состояния системы при решении системных задач предполагает, что значения выхода (реакции) y посредством обратного отображения h^{-1} однозначно характеризует состояние системы в реализованном процессе. Таким образом любой параметр системы (внешний, внутренний) характеризует ее свойство – качественную сторону, а значение параметра – количественную. Процесс смены характеристик системы зависит от изменения состояния системы. Изменение состояния системы формируется посредством информационной связи между взаимодействующими системами. Особенностью модели пространства свойств заключается в структуризации параметров свойств систем во времени и пространстве проявления этих свойств, т.е. в структуризации проявления чувствительности свойств в пространстве и во времени.

Свойства системы структурируются границами интенсивности $\Lambda\max(^{Yij})$ и $l\min(Yij)$ параметров свойств, за пределами которых система воспринимается внешней средой. Пространство в котором находится система, структурируется масштабом протяженности $\Gamma_B(K^n)\ u\ g(K^n)$ за пределами которых система воспринимается средой. Время проявления свойств структурируется масштабом длительности $\Gamma_B(\mathrm{T}ij)\ u\ g(\mathrm{T}ij)$,за пределами которых это свойство воспринимается средой. Использование структуризации интенсивности свойств системы, длительности и протяженности дает возможность рассматривать различный уровень «объектности» взаимодействия системы.

При данном подходе к анализу состояния систем длительность и протяженность являются внутренними характеристиками системы и являются изменчивыми и неоднородными, дискретными и конечными, а их определенность требует указания на диапазоны масштабов длительности и протяженности в отличие от общепринятого подхода описания состояния системы с позиции однородных, непрерывных и бесконечных во времени и пространстве характеристик, определенность которых требует указания на систему отсчета.

Для обеспечения функционирования технологической системы должны быть созданы все необходимые связи, обеспечивающие в масштабах интенсивности, длительности и протяженности проявление заданных свойств объектов, обусловленных целенаправленным информационным процессом.

Состояние технологической системы в информационном пространстве свойств однозначно определяется значением системного информационного показателя [3], а изменение информационного показателя характеризует динамику технологического процесса.

Каждое реализованное свойство технологической системы (внутреннее или внешнее) несет информацию цели системы, количество информации которой равно количеству информации реализованных свойств и их значений, проявившихся в

масштабах длительности и протяженности в процессе функционирования технологической системы.

Системный информационный показатель представляет собой функцию :

$$S_J = f(J_E J_X J_T J_K), \quad (3)$$

где : S_J - значение системного информационного показателя ,

J_E - количество информации которым обладает множество Е свойств систем:

$$J_E = \log_2 n, E = \overline{1n}; \quad (4)$$

J_x - количество информации которым обладает интенсивность Е свойств систем:

$$J_x = \log_2 \frac{\Lambda^*(Yi) - l^*(Yi)}{\Lambda \max(Yi) - l \min(Yi)}, i = \overline{1n}; \quad (5)$$

J_T - количество информации которым обладает длительность свойств:

$$J_T = \log_2 \frac{\sup Ti - \inf Ti}{\Gamma_B(Ti) - g(Ti)}, i = \overline{1n}; \quad (6)$$

J_K - количество информации которым обладает протяженность свойств:

$$J_K = \log_2 \frac{\sup K^n - \inf K^n}{\Gamma_B(\mathrm{K}_i^n) - g_{\mathrm{H}}(\mathrm{K}_i^n)}, i = \overline{1n}. \quad (7)$$

Текущие значения системного информационного показателя с накоплением при функционировании системы равно:

$$S_J(t) = f(J_E(ti), J_x(ti), J_T(ti), J_{K^n}(ti)), \quad (8)$$

где :

$$J_E(ti) = \sum_{n=1}^{d} \log_2(d-n), n = \overline{1d}; \quad (9)$$

$$J_x(ti) = \sum_{g}^{l} \log_2(l-g), g = \overline{1l}, l = \frac{\Lambda^*(Yi) - l^*(Yi)}{\Lambda \max(Yi) - l \min(Yi)}; \quad (10)$$

$$J_T(ti) = \sum_{S=1}^{S} \log_2(f-S), S = \overline{1f}, f = \frac{\sup(Ti) - \inf Ti}{\Gamma_B(Ti) - g_{\mathrm{H}}(Ti)}; \quad (11)$$

$$J_{K^n}(ti) = \sum_{K=1}^{m} \log_2(\mathrm{K}-m), m = \overline{1K}, K = \frac{\sup K^n - \inf K^n}{\Gamma_B(\mathrm{K}_i^n) - g_{\mathrm{H}}(K_i^n)}. \quad (12)$$

Масса информации, которым обладает система в течение времени $t_1 < t < ti$ равна:

$$mJ(t) = \sum_{i=1}^{p} S_J(ti), i = \overline{1P} \quad . \tag{13}$$

Информационная сила взаимодействующих систем в течение времени $t_1 < t < ti$ равна:

$$FJ(t) = mJ^A(t) + mJ^B(t) \quad . \tag{14}$$

Информационная сила представляет количество информации технологического процесса.

Машина в целом, как и ее отдельные механизмы выполняет свое служебное назначение при помощи исполнительных поверхностей или их сочетаний, занимающих определенные положения или относительные движения по тем или законам, в соответствии с техническими требованиями и нормами точности. Исполнительные поверхности технологического оборудования определяют положение заготовки и инструмента, и в процессе их относительного движения формируются поверхности детали (ее положение относительно технологических баз, точности размера, формы, шероховатость). Процесс формирования поверхности детали может быть описан причинно-следственной цепочкой множеств, формула (2) и представляет собой формализацию изменения состояния взаимодействующих объектов (инструмент – заготовка)по циклу спирали.

С позиции информационного подхода технологический процесс формирования свойств детали представляется в информационном пространстве свойств в текущий или заданный момент времени информационным показателем в евклидовом пространстве с осями J_X, J_T, J_{K^n}. Таким образом формула (2) будет иметь вид :

$$F(X^A, X^B) = Ju^A d^A X^A h^A Jy^A q Ju^B d^B X^B h^B Jy^B J \quad ,$$

где: Ju^A, Jy^P, Ju^B, Jy^B - количество информации входов и выходов объектов Аи В.

Особенность технологического процесса как информационного заключается в том что значения количества информации наблюдаемы т.е. подаются измерению. В таком виде количество информации Ju^A, Jy^A, Ju^B, Jy^B имеет прошлое настоящее и будущее. В зависимости от носителя информация может храниться, передаваться, приниматься, обрабатываться, использоваться.

Применение информационного подхода в технологии машиностроения позволяет использование теоретических основ по направлениям:

1) расчет массы информации, которой обладает деталь, узел, изделие;

2) расчет массы информации, которым обладает технологическое оборудование;

3) расчет критерия избыточности информации как отношения массы информации изделия и технологического оборудования и его оптимизация:

$$Kизб = \frac{mJизд}{mJоб};$$

4) расчет силы информации технологического процесса и его оптимизацию по критерию минимума, что характеризует собой уменьшение затрат и увеличение интенсивности обработки;

5) в интегрированном производстве информационный показатель позволяет создать единую информационную базу на этапах проектирования изделий, технологической подготовки производства, процесса производства, контроля готовой продукции;

6) на этапе проектирования описание конструкции в информационном виде позволяет уйти от информационного запирания;

7) на этапе технологической подготовки производства позволяет оптимизировать технологические процессы;

8) на этапе производства информационный показатель может использоваться для разработки программного обеспечения станков с ЧПУ;

9) на этапе контроля изделия позволяет определить ошибку производства как отклонение информации конструкторской документации и продукции;

10) на этапе разработки системы управления производством позволяет использование информационного показателя при идентификации системы.

Выводы: Основы информационного подхода в технологии машиностроения позволяют на новой информационной парадигме использовать основные принципы технологической классификации деталей (ГОСТ 2.201-80), оборудования и технологий. Открывают широкие возможности по использованию в интегрированных производствах единой информационной базы для систем автоматизированного проектирования машин и технологических процессов, а также для автоматизации систем технологической подготовки производства и контроля готовой продукции, что позволит снизить трудоемкость процесса изготовления машин, и повысит эффективность производственного процесса.

Список литературы: 1. Захаров Б.В., Киреев В.С., Юдин Д.Л., Толковый словарь по машиностроению. Основные термины./ Под.ред. А.М.Дальского. М.: Русс.яз.,1987,-304 с. **2.** Луцкий С.В. Моделирование технологического процессов и систем в информационном пространстве свойств.// Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов.- Выпуск 28 , Донецк -2004, ДНТУ. С.98-103. **3.** Луцкий С.В. Системный информационный показатель в моделировании технологических процессов и систем.// Сборник трудов XII международной научно-технической конференции. Машиностроение и техносфера XXI века. . Т.2. Донецк – 2005. С.227-232.

Сдано в редакцию 16.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

ПРИМЕНЕНИЕ ПОКРЫТИЙ, СФОРМИРОВАННЫХ МЕТОДОМ МЕХАНИЧЕСКОГО ПЛАКИРОВАНИЯ, ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ШУМА ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

Леванцевич М.А., Ишин Н.Н., Максимченко Н.Н.
(ИМИНМАШ НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь)

The results of the testing of bevel gearings with coatings formed on the teeth work profile by mechanical plating of flexible instrument are submitted. It is shown that the greatest effect of the gearings noise decreasing is provided with the coating from bronze-graphite.

Введение. Вибрации и шум, возникающие в процессе эксплуатации различных механических систем, отрицательно влияют на их эксплуатационные характеристики, повышают интенсивность изнашивания подвижных сопряжений, ухудшают качество выпускаемой продукции и оказывают неблагоприятное воздействие на организм человека. При этом во многих случаях параметры виброактивности изделия во многом определяют его конкурентоспособность. Учитывая, что в различных машинах, станках и технологическом оборудовании широкое распространение получили зубчатые передачи, которые, в большинстве случаев, являются основным источником шума и вибраций, проблема снижения их виброакустической активности является весьма актуальной.

Традиционно решение данной проблемы осуществляют путем повышения точности изготовления и монтажа зубчатых колес, введения демпфирующих элементов между ободом и ступицей, применения, в качестве материалов, сплавов с высокими демпфирующими свойствами и др. Нередко на фланцы колес наносят демпфирующие покрытия из различных металлических и полимерных материалов. Подобные покрытия снижают уровень шума и вибраций зубчатой передачи на 12…20% [1]. По-видимому, положительный эффект по снижению шума и демпфированию колебаний мог бы быть достигнут и в результате нанесения покрытий на рабочие поверхности зубьев колес. Однако данных об эффективности их применения для поглощения и рассеивания энергии колебаний пока недостаточно для принятия решения о целесообразности их практического использования.

Цель работы заключалась в оценке возможности применения покрытий на рабочих поверхностях зубьев колес для снижения шума конических зубчатых передач, используемых в качестве встроенного привода шпинделя токарного полуавтомата с ЧПУ мод. 1А734ФЗ.

Методика испытаний. Для проведения исследований использовали пары конических зубчатых колес с круговым зубом с передаточным числом u=1,4. Формирование покрытий на рабочих поверхностях зубьев колес осуществляли вращающейся металлической щеткой с проволочным ворсом по методу, описанному в работах [2-4]. Для нанесения покрытий использовалась вращающаяся металлическая щетка с ворсом из гофрированной стальной проволоки (ст. 65Г). Диаметр и ширина щетки составляли соответственно 125 мм и 10 мм. Диаметр и вылет ворса соответственно 0,25 мм и 20 мм. Относительная скорость скольжения ворса щетки относительно поверхности обрабатываемой детали варьировалась, в зависимости от вида наносимого материала, в пределах от 35 до 70 м/с. Количество проходов щетки – 4…6. Толщина сформированных покрытий не превышала 5…10 мкм.

В качестве материала для нанесения однослойных покрытий использовали бронзографит и бронзу типа БрОС. Двухслойные покрытия формировали двух видов: из последовательно нанесенных слоев меди и баббита; из последовательно нанесенных слоев латуни и фторопласта.

На рис. 1 показана испытываемая коническая пара и процесс нанесения покрытия на зубья одного из колес.

а) б)

Рис. 1. Размещение конической пары на шумообкатном станке (а)
и процесс нанесения покрытия на зубья шестерни (б)

Замеры уровня шума (методом сравнительных испытаний) зубчатых передач без покрытия и с покрытием производились на шумообкатном станке модели 5Б725 Саратовского завода зубострогальных станков. Испытания велись без смазки, при двух скоростях вращения шпинделя: 618 мин$^{-1}$ и 1250 мин$^{-1}$ и незначительной нагрузке, обеспечивающей безотрывную работу зубьев при пересопряжении. Исследования проводились следующим образом: новая зубчатая пара устанавливалась на шумообкатной станок и производилась запись шума (микрофон располагался в вертикальной плоскости в 0,25 м от зоны зацепления). Затем зубчатые колеса снимались с оправок станка и на рабочие профили зубьев обоих колес наносилось покрытие, после чего зубчатая пара устанавливалась на шумообкатной станок и на режимах испытаний производилось измерение шума (3-4 замера на одном режиме испытаний). Каждый вид покрытия апробировался на отдельных парах шестерен. Измерение шума (общий уровень с частотной коррекцией по характеристике А и треть-октавный спектр), а также его анализ проводились с помощью шумомера фирмы «Брюль и Кьер» мод. 2238 «Медиатор» и программного обеспечения «Noise Explorer 7815». При спектральном анализе фиксировались максимальный L_{max}, минимальный L_{min} и эквивалентный L_{eqv} уровень шума в полосе измерения. Уровень шумового фона в цеху при измерениях не превышал 75дБА, что на 12…15 дБА ниже минимального уровня шума, излучаемого испытываемыми зубчатыми парами.

Материал конической пары – сталь 25ХГТ ГОСТ 4543-71, термообработка - нитроцементация h 0,8…1,2, 57min $HRC_э$, ТВЧ (зубчатого венца).

Параметры зубчатых колес были следующие: средний нормальный модуль m = 6; число зубьев Z_1=25; Z_2=35; тип зуба – круговой; осевая форма зуба по ГОСТ 19325-73 – II; угол наклона средней линии зуба β_n=35°; направление линии зуба: Z_1=25-правое, Z_2=35- правое; исходный контур ГОСТ 16200-70; коэффициент смещения x_n= 0,11; степень точности по ГОСТ 1758-81 – 7-Х; межосевой угол передачи - 90°; диаметр вершин Z_1=233,84мм; Z_2=315,415мм; масса Z_1 = 22 кг, Z_2 = 36 кг.

Результаты испытаний. Анализ полученных спектров показывает, что нанесенные покрытия в ряде случаев значительно меняют общий характер распределения звуковой энергии по частотам, снижая уровень шума на одних частотах и оставляя его неизменным или даже повышая на других, при этом общий уровень шума L_{eqv} может меняться незначительно. На спектрах шума четко выделяются первая зубцовая частота (на срединной частоте 500 Гц) и кратная ей, вторая зубцовая (1000 Гц), на которых происходит максимальное шумообразование, т.е. уровень шума

определяется ударным взаимодействием зубьев при пересопряжении, обусловленным погрешностями изготовления колес.

Для испытываемой зубчатой передачи первая зубцовая частота $f_z = nZ_1/60$, где n - скорость вращения в мин$^{-1}$. Для n=618 мин$^{-1}$ – f_z=257,5 Гц; для n=1250 мин$^{-1}$ – f_z=520,8 Гц.

Несмотря на то, что каждое покрытие в большей или меньшей степени позволяло снизить уровень шума на различных частотах, наилучший эффект улучшения шумовых характеристик колес с покрытием по сравнению с колесами без покрытия практически во всем спектре частот показало покрытие из бронзографита (рис. 2).

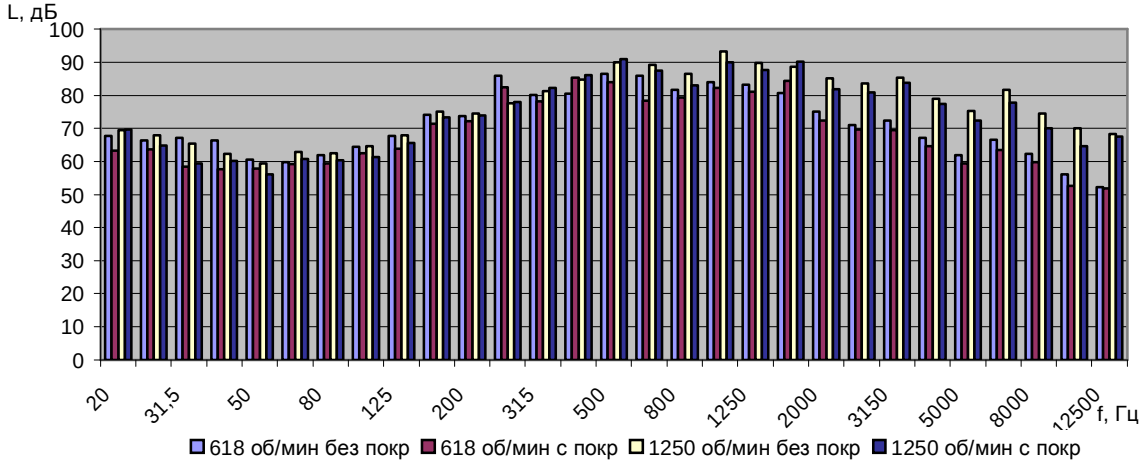


Рис. 2. Уровень шума конической пары с однослойным покрытием из бронзографита

При скорости вращения шпинделя 618 мин$^{-1}$, за исключением нескольких частот, во всем спектре наблюдалось улучшение шумовых характеристик испытываемой конической пары. Максимальное снижение шумовых характеристик конической пары покрытие из бронзографита показало на частотах 31,5 Гц, 40 Гц – 8,8 дБ, на частоте 630 Гц – 7,6 дБ. В среднем величина снижения шума составила 1,7…3,4 дБ.

При скорости вращения шпинделя 1250 мин$^{-1}$ для конической пары с покрытием из бронзографита максимальное снижение шума составило 6,1 дБ на частоте 31,5 Гц; 5,4 дБ на частоте 10000 Гц. При этом весь спектр частот можно разбить на три диапазона, на которых наблюдалось улучшение или ухудшение шумовых характеристик. В диапазоне частот 25…200 Гц зарегистрировано снижение уровня шума в среднем на 2,1…3,3 дБ. После этого в диапазоне частот 250…500 Гц наблюдалось повышение уровня шума на 0,3…1,5 дБ, а затем снова снижение шума в диапазоне частот 630…12500 Гц, за исключением частоты 1600 Гц, на которой уровень шума увеличился на 1,4 дБ. В среднем на частотах 630…12500 Гц снижение шума составило 2…4 дБ.

Результаты испытаний зубчатых передач с покрытием «бронза БрОС», «медь+баббит», «латунь+фторопласт» приведены в табл. 1.

Покрытие из бронзы БрОС не показало явного эффекта улучшения или ухудшения шумовых характеристик конической передачи во всем спектре частот. Положительный эффект наблюдался только на отдельных частотах (табл. 1). Так, для

скорости вращения шпинделя 618 мин$^{-1}$ максимальное снижение шума зарегистрировано на следующих частотах: 25 Гц – 3,6 дБ; 630 Гц – 2,7 дБ; 1000 Гц – 2,3 дБ. В среднем же снижение шума составило 0,7…1,6 дБ. Наиболее заметное увеличение уровня шума по сравнению с передачей без покрытия составило 4,3 дБ на частоте 1250 Гц, 4 дБ на частоте 63 Гц и 2,7 дБ на частоте 80 Гц. На других частотах увеличение шума держалось в пределах 0,6…1 дБ.

Табл. 1. Уровень шума конических зубчатых пар с покрытием

Частота Гц	Уровень шума L, дБ											
	Покрытие «бронза БрОС»				Покрытие «медь+баббит»				Покрытие «латунь+фторопласт»			
	618 мин$^{-1}$		1250 мин$^{-1}$		618 мин$^{-1}$		1250 мин$^{-1}$		618 мин$^{-1}$		1250 мин$^{-1}$	
	Без покр.	С покр.	Без покр.	С покр.	Без покр.	С покр.	Без покр.	С покр.	Без покр.	С покр.	Без покр.	С покр.
20	63,7	62,2	73,7	73,9	64,5	64,7	70,5	71,7	60,3	80,7	71,6	71,6
25	67,2	63,6	69,4	67,3	69,8	65,9	69,2	68,8	63,2	72,9	67,2	70
31,5	61,2	62,5	64,2	62,1	61,9	61,1	65,4	65,5	61,6	71	65	68,6
40	59,3	60,3	61,6	62,2	59,6	61	61,7	62,8	57,8	64,8	61,4	64,6
50	63,5	62,4	66	65,3	64,8	66	62,3	66,9	59	64,1	60,7	63,9
63	68,6	72,6	74,4	74,2	68,5	69,9	67,2	68,1	66,7	67,9	64,4	64,1
80	68,5	71,2	70	71,3	67,2	69,1	65,8	65,6	62,1	64,5	64	68,5
100	68,1	67,5	66,5	65,4	65,5	67,4	65,9	66,9	65,3	66,2	63,1	70,2
125	69,8	68,7	68,6	68,6	68,9	68,6	70,1	70	66,4	66,3	69,6	70,3
160	74,1	72,6	75,7	75,5	74,8	74,8	74,2	74,5	71,1	72,8	74,7	76
200	74,4	73,9	75,9	76	72,6	72,5	74,4	75,1	71	72,5	75,1	74,1
250	82,5	81,8	81,1	80,6	84,2	83,8	79,7	79,6	89,4	87	80,8	80,1
315	79,8	78,6	82,8	80,2	78,2	77,8	80,3	80,8	79,3	81,5	81,6	82
400	84,6	85,3	84,2	84,3	82,3	82,1	83,7	82,1	84	83,7	85,6	87,3
500	88	88,7	87,5	87	86,3	87,6	86,6	88,1	89,3	87,5	90,5	89,3
630	85,3	82,6	90,9	90,1	84,3	83,9	87,2	87,3	85,3	84,3	88,2	89,5
800	80,8	81,1	84,1	81,9	79,1	80,2	82,5	81,8	83,7	83,6	87,2	85,6
1000	83,6	81,3	91,9	90	82,8	83,1	91,5	89,9	85	84,5	92,1	93,

												1
1250	83,2	87,5	90,8	91,3	82,2	86,3	91,9	92,3	85	86,7	90,4	93,4
1600	83	82,5	89,9	88,8	81,3	81,6	87,6	87,7	83	83	89,1	89
2000	74,6	75,5	83,8	84,7	75	77,1	86,3	87	78,8	78,7	87,2	87,1
2500	73	73,6	86	86	72,4	73,3	85,2	84,9	73,2	74,6	85,6	85,3
3150	72,1	70,8	87,5	85,4	71,3	71,8	85,9	85,4	73,3	74,3	88,2	87,6
4000	66,5	64,9	80,2	80,2	67,1	66	80	80,4	67,8	69,7	81,3	81,4
5000	62,1	60,5	75,6	74,3	62,3	62,7	74	74,9	63,2	65,6	78,2	77
6300	64,5	64,7	78,6	78,5	63,2	66,7	77,8	80,7	68,5	69,4	83,8	83,2
8000	59,5	59,1	72,2	72	59,8	61,3	70,9	71	58,3	64,9	75,5	72,7
10000	54,3	53,7	67,3	66,7	55,8	56,4	68	68,9	56,6	59,3	70,5	69,8
12500	52,2	52,3	65,8	66	53,7	54,6	65,3	66,3	52,7	55,3	66	67,4

Для скорости вращения шпинделя 1250 мин$^{-1}$ эффективное влияние покрытия из бронзы на уменьшение шума проявилось на частотах 25; 31,5; 315; 800; 1000 и 3150 Гц. Снижение уровня шума при этом составило 1,9…2,6 дБ. Максимальное превышение уровня шума наблюдалось на частотах 80 Гц (увеличение на 1,3 дБ) и 2000 Гц (увеличение на 0,9 дБ). В среднем же превышение уровня шума составляло 0,2…0,6 дБ.

Использование двухслойного покрытия из последовательно нанесенных слоев меди и баббита привело к незначительному снижению шума на отдельных частотах (табл. 1).

При скорости вращения шпинделя 618 мин$^{-1}$ максимальное снижение шума составило 3,9 дБ на частоте 25 Гц; при скорости 1250 мин$^{-1}$ – 1,6 дБ на частотах 400 и 1000 Гц. В среднем же на обеих скоростях вращения снижение шума составило 0,2…1,1 дБ, в то время как среднее значение превышения уровня шума передачи с покрытием по сравнению с конической парой без покрытия лежало в диапазоне 0,5…1,9 дБ. Максимальное же увеличение шума достигало 4,6 дБ. Очевидно, что покрытие «медь+баббит», нанесенное на зубья шестерен, привело к ухудшению шумовых характеристик конической передачи.

Покрытие из последовательно нанесенных слоев латуни и фторопласта также не привело к явному снижению шума зубчатой передачи. При этом, в отличие от предыдущих покрытий, влияние покрытия «латунь+фторопласт» на шумовые характеристики заметно различалось при скорости вращения 618 мин$^{-1}$ и 1250 мин$^{-1}$ (табл. 1).

При скорости вращения 618 мин$^{-1}$ увеличение шума передачи по сравнению с шумом передачи без покрытия было ярко выраженным практически во всем спектре частот, особенно в диапазоне низких частот 20…50 Гц. В этом диапазоне превышение уровня шума постепенно уменьшалось от максимальной величины 20,4 дБ до 5,1 дБ. На

остальных частотах увеличение уровня шума в среднем составило 0,9…2,7 дБ. Заметное снижение уровня шума зафиксировано только на частоте 250 Гц – 2,4 дБ и 500 Гц – 1,8 дБ. В диапазоне частот 400…1000 Гц наблюдалось снижение шума, однако величина его 0,3…1,0 дБ не сопоставима с превышением шума на других частотных диапазонах.

При скорости вращения 1250 мин$^{-1}$ также заметного улучшения шумовых характеристик не зафиксировано, однако увеличение шума носит не столь резкий характер, как при скорости 618 мин$^{-1}$. Можно выделить два диапазона частот, в которых наблюдалось снижение шума: 1600…3150 Гц – 0,3…0,6 дБ; 5000…10000 Гц – 0,6…1,2 дБ. Максимальное снижение шума на 2,8 дБ было на частоте 8000 Гц, также на частоте 800 Гц уровень шума снизился на 1,6 дБ. В то же время увеличение уровня шума в среднем составило 1,4…3,0 дБ, максимальное – 7,1 дБ на частоте 100 Гц, 4,5 дБ на частоте 80 Гц.

Выводы. На основании результатов испытаний конических зубчатых передач можно сделать вывод, что покрытия из различных материалов, сформированные на рабочем профиле зубьев колес, в ряде случаев значительно меняют общий характер распределения звуковой энергии по частотам, снижая уровень шума на одних частотах и оставляя его неизменным или даже повышая на других, при этом общий уровень шума передачи, как правило, меняется незначительно. Эта особенность может быть использована при необходимости уменьшения уровня энергии колебаний на определенных частотах спектра, для исключения резонансных явлений в присоединенных конструкциях, что может приводить к значительному снижению шума конструкции в целом.

Эффективность применения метода механического плакирования гибким инструментом для снижения шума конических зубчатых передач в значительной степени зависит от материала покрытия. Из испытываемых видов покрытия наилучший результат показало покрытие из бронзографита. Снижение шума передачи по общему уровню, в зависимости от скорости вращения, составило от 1 до 2дБА, а по отдельным спектральным составляющим оно достигало 6…8дБА.

Список литературы: 1. Папшев Д.Д. Технологические методы повышения надежности и долговечности деталей машин поверхностным упрочнением. – Куйбышев, 1983. 2. Белевский Л.С. Пластическое деформирование поверхностного слоя и формирование покрытия при нанесении гибким инструментом. – Магнитогорск: Лицей РАН, 1996.- 231 с. 3. Анцупов В.П. Теория и практика плакирования изделий гибким инструментом. – Магнитогорск: МГТУ, 1999. - 242 с. 4. Леванцевич М.А., Максимченко Н.Н., Зольников В.Г. Повышение эксплуатационных свойств трибосопряжений нанесением покрытий металлическими щетками // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. - 2005. - № 1. - С. 67-72.

Сдано в редакцию 10.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Тока А.

АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИЙ СТАНИН ТОКАРНЫХ И ТОКАРНО-ДАВИЛЬНЫХ СТАНКОВ МКЭ

Маковецкий А.В., Бабин. О.Ф. (*ДГМА, г.Краматорск, Украина*)

Одним из основных требований при проектировании станин токарных станков средних размеров является ограничение упругих перемещений под действием силовых факторов, возникающих в работающем станке, т.е. требование жесткости.

Для станин токарных станков в настоящее время используются горизонтальные, вертикальные и наклонные компоновки открытого типа. Существуют также ломаные компоновки при двухсуппортном исполнении, когда направляющие верхних и нижних суппортов расположены в разных плоскостях; при этом любое перемещение суппорта в одном направлении отражается на точности перемещения второго суппорта в ином направлении.

Обеспечение точности и производительности токарных станков зависит от выбора конструкции станины и определяется тремя критериями:

- минимумом относительных колебаний формообразующих узлов в зоне резания, что определяет точность и производительность обработки;
- минимум относительных тепловых смещений формообразующих узлов, что определяет точность обработки;
- минимум давлений на рабочих гранях направляющих, что определяет точность и параметрическую надежность обработки [1].

В данной работе предложена компоновка для токарных и токарно-давильных станков повышенной жесткости, а именно рамная. Расчет таких станин в литературе не рассматривался; это связано с тем, что по схеме расчета эти станины близки к обычным горизонтальным станкам, но так как жесткость вертикальных элементов станины достаточно велика, то их деформации можно не рассматривать [2].

Оценка упругой системы станины производилась в статике с помощью анализа напряженно-деформированного состояния методом конечных элементов (МКЭ).

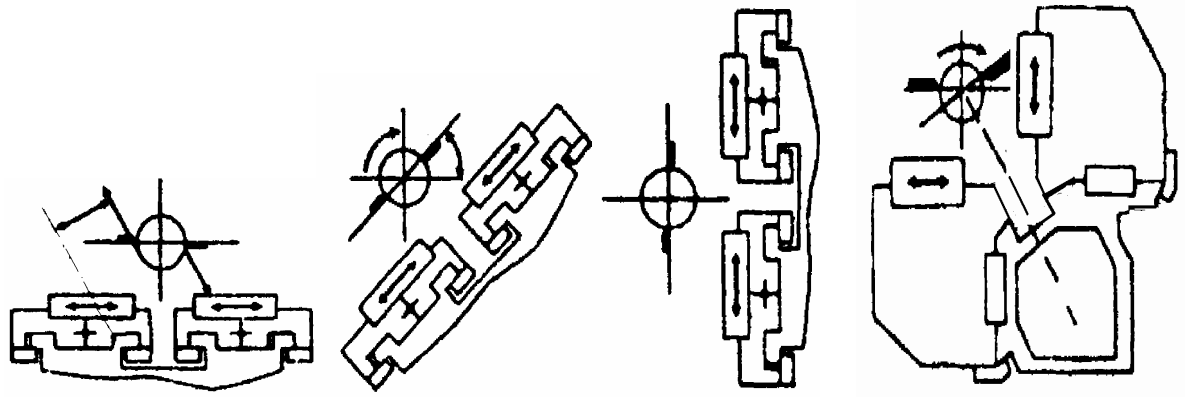
Точность обработки зависит от взаимного расположения и размеров направляющих, от массы узлов станка и распределения этих масс, а также от расположения узлов относительно направляющих и т.д. При линейной компоновке двухсуппортных станков один из суппортов работает на прижим, другой на отрыв, что создает дополнительный момент на станину. С увеличением угла наклона направляющих момент растет и при вертикальной компоновке он достигает максимума [3].

При ломаной компоновке, в случае, когда направляющие верхнего и нижнего суппортов расположены в разных плоскостях (при угле между ними от 90^{o}), любое перемещение подвижных узлов в одном направлении отражается на точности их перемещения в другом направлении. Желание избежать этого привело к появлению компоновок, в которых направляющие суппортов размещены во взаимно перпендикулярных плоскостях (рис.1 г).

В настоящее время станины рассчитывают как тонкостенные стержни, как частный случай теории тонкостенных оболочек [5]. Разработана математическая модель деформации станины станков токарной группы на основе представления о станине как о тонкостенном жесткозаделанном по концам дважды разомкнутом стержне с поперечными перегородками.

С другой стороны необходимо отметить, что в сейчас широко используются станки для давильных работ, выпускаемые рядом как зарубежных фирм, так и отечественных, в

том числе и украинских предприятий. Среди них определенное место занимает оборудование являющееся аналогом станков токарной группы. Зарубежные станки этого класса представлены в классической работе [6]. Необходимым условием для них является высокая жесткость конструкции станков.



а б в г

Рис. 1 - Компоновки двухсуппортных токарных станков: а- горизонтальная; б- наклонная; в- вертикальная; г- ломанная компоновка с углом 90^{o}.

Однако основным моментом при этом является разработка оборудования сочетающего универсальность станков и жесткость прессов, работы [6].

В настоящее время разработан ряд конструктивных схем токарно-давильного оборудования [7,8], в том числе и универсального.

При этом одним из способов увеличения жесткости является изменение конструкции станин станков. Основные требования к станинам: такие как жесткость и долговечность при минимальной металлоемкости и максимальной равнопрочности.

Основным инструментом анализа как открытых, так и закрытых, цельных и составных станин прессов является, как это показано в работах [9,10] МКЭ. Рациональность его использования при анализе основных элементов токарно-давильного оборудования очевидна.

Однако в связи с тем, что силовой гидроцилиндр установлен на станке [8] и он создает значительные продольные усилия, то основным направлением исследования при этом является анализ напряженно-деформированного состояния станины станка.

Установлено, что в этом случае использование МКЭ наиболее эффективно [11].

Целью работы является как анализ существующих конструкций станин токарных станков, а также исследование оригинальных схем станин, в том числе рамного типа с последующим анализом напряженно-деформированного состояния станин станков для токарно-давильной обработки.

Основная часть работы.

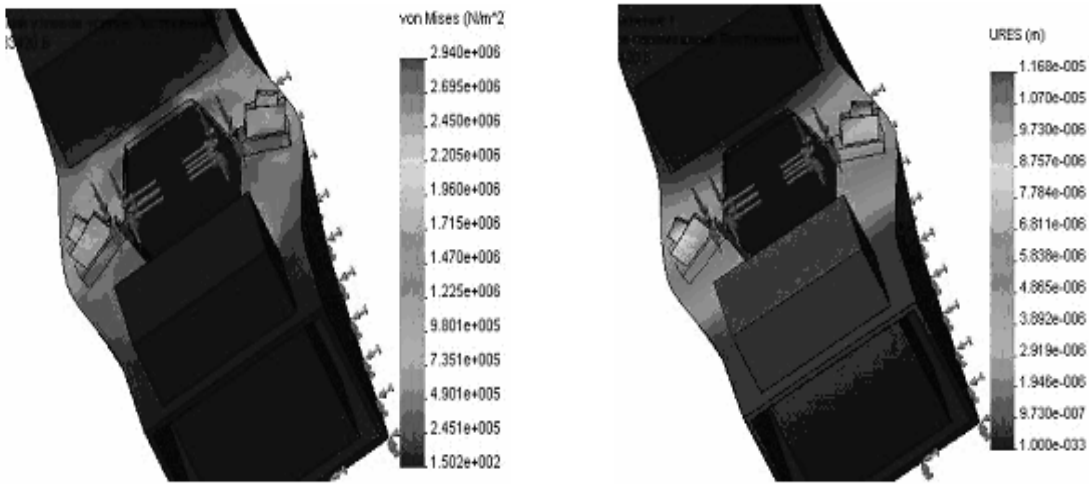
В дальнейшем в качестве в решателя был выбран FFE - итерационный [11], предварительно в качестве материла станины выбрана углеродистая сталь.

Рассматриваемая станина типа, рис 1, а с двумя горизонтальными суппортами имеет две перегородки и усилена центральными ребрами.

Параметры станины приняты следующие, габариты $BxHxL$ = 800x1200x3500 мм. Толщина коробки основной части S = 40 мм.

Модельное нагружение исследуемых станин осуществлялось при уровне 15 кН для каждой из компонент.

Результаты анализа напряженно-деформированного состояния станины приведены на рис. 2.



а б

Рис.2 - Результаты конечно-элементного моделирования станины горизонтальной двухсуппортной компоновки токарных станков: а- эквивалентные напряжения по Мизесу; б- эквивалентные перемещения

При этом эквивалентные напряжения по Мизесу $s_э$ можно найти из выражения:

$$s_э = \frac{1}{2}\sqrt{(s_1 - s_2)^2 + (s_1 - s_3)^2 + (s_2 - s_3)^2},$$

где s_1, s_2, s_3 - главные напряжения.

Из рассмотрения рис. 2 а следует, что максимальные эквивалентные напряжения не превышают 2,9 МПа , а предел текучести для стали Ст. 4, s_T = 207 МПа.

Эквивалентные перемещения в свою очередь определялись по формуле:

$$u = \sqrt{u_x^2 + u_y^2 + u_z^2},$$

где u_x, u_y, u_z - перемещения в соответствующих направлениях.

Анализ рис. 2 б показывает, что максимальные эквивалентные перемещения не превышали величины 9,8 мкм.

Т.е. конструкция станины является достаточно жесткой.

Дополнительно был проведенный сравнительный анализ с односуппортным вариантом станины, где также определялось распределение эквивалентных напряжений по Мизесу и эквивалентных перемещений, который показал результаты, приведенные на рис. 3.

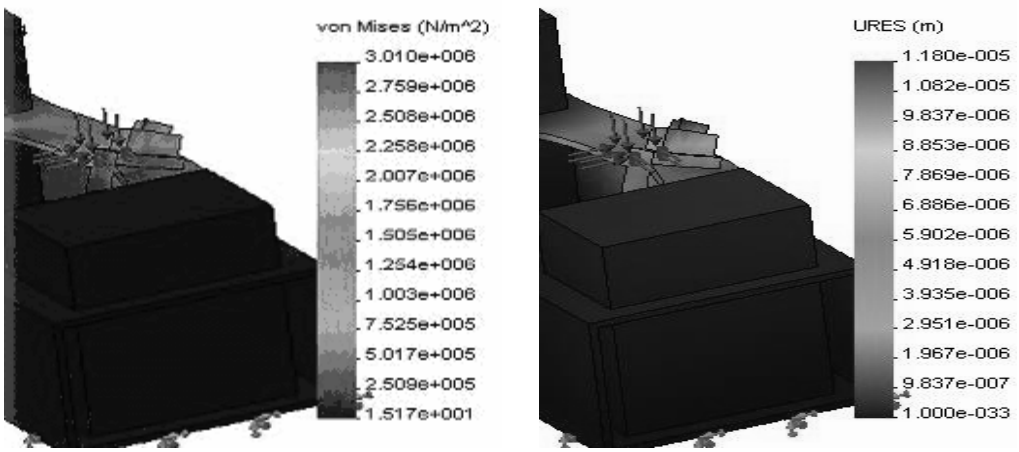
При этом анализ показывает, что максимальные эквивалентные напряжения на станине не превышают 120 Н/м^2 (рис. 3 а) , предел текучести для стали Ст. 4, s_T = 207 МПа. Максимальные эквивалентные перемещения крайне малы, (рис.3 б).

Моделирование нагрузки для конструкции для станины с ломаным расположением суппортов (рис.1 г), показывает следующие значения эквивалентных напряжений и перемещений, рис. 4.

Максимальные эквивалентные напряжения по Мизесу при этом не превышают 1,96 МПа, материал станины Ст.4.

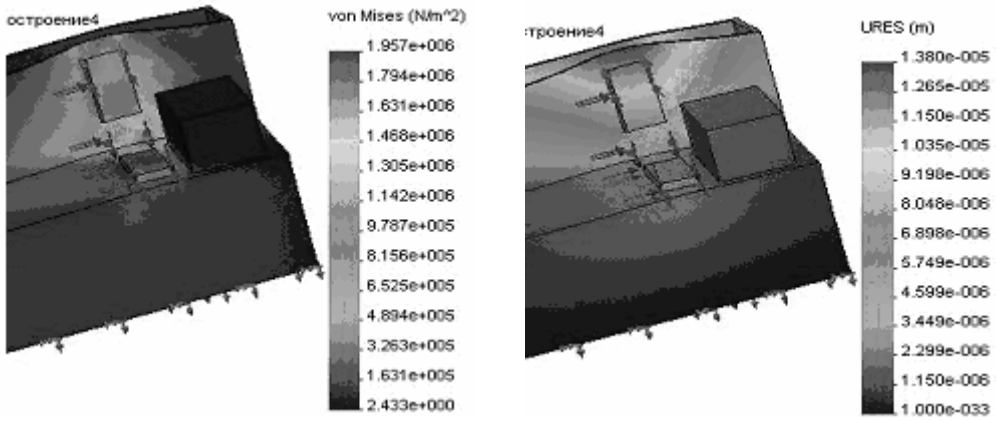
Максимальные эквивалентные перемещения достигают величины не более 10 мкм.

И наконец третий рассматриваемый вариант, представляет собой рамную двухстоечную станину (рис. 5).



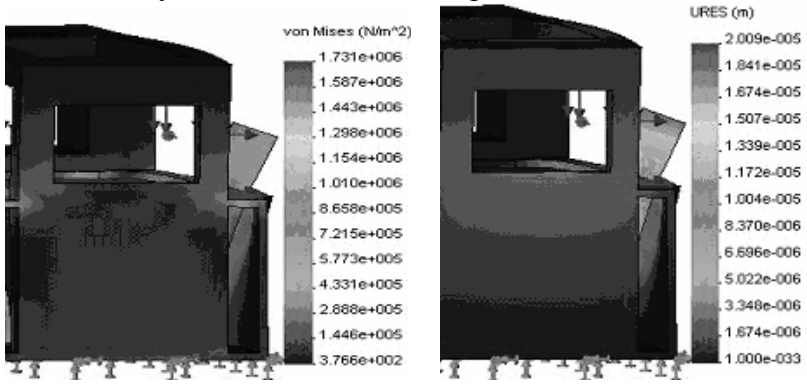
а б

Рис.3 - Результаты конечно-элементного моделирования рамы горизонтальной с односупортной компоновкой токарных станкова- эквивалентные напряжения по Мизесу; б- эквивалентные перемещения



а б

Рис.4 - Результаты конечно-элементного моделирования рамы вертикально одностоечной с компоновкой двухсуппортной токарных станков: а- эквивалентные напряжения по Мизесу; б- эквивалентные перемещения



а б

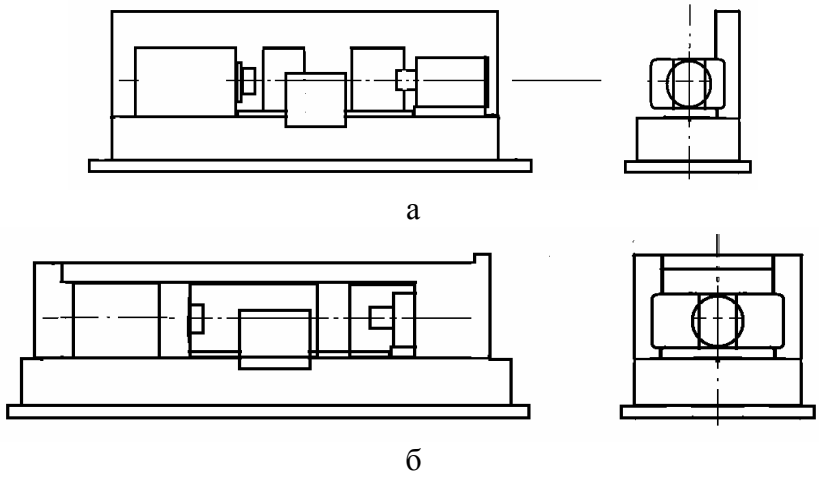
Рис.5 - Результаты конечно-элементного моделирования рамы двухстоечной с компоновкой двухсуппортной токарных станков:а- эквивалентные напряжения по Мизесу; б- эквивалентные перемещения

Максимальные эквивалентные напряжения не превышают 1,73 МПа. Материал станины Ст.4.

Максимальные эквивалентные перемещения достигают величины 20 мкм.

Отсюда можно сделать вывод, что станины с горизонтальным расположением суппорта несколько менее жесткие, чем рамная одностоечная станина с ломаными суппортами.

Можно предложить ряд компоновок токарно-давильных станков, аналогично рассмотренным в работе [12] учитывающих наличие задней бабки, выполняющую роль силового гидроцилиндра пресса, рис.6.



а

б

Рис.6- Разработанные компоновки токарно-давильных станков

Рассматриваемая станина рамного типа (рис. 6 а) с двумя горизонтальными суппортами имеет две перегородки и усилена центральными ребрами.

Параметры станины следующие, габариты $BxHxL$ = 800x1200x3500 мм. Толщина коробки основной части S = 40 мм.

Результаты моделирование станины по схеме рис.6 б, приводим на рис.7.

В дальнейшем в качестве в качестве решателя также был выбран FFE - итерационный [11], предварительно в качестве материла станины, выбрана углеродистая сталь.

Считалось, что усилие прессового блока находится в пределах 0,1…1,0 МН. Кроме того, в связи с тем, что рассматривалась конструкция с перемещаемой задней бабкой-гидроцилиндром, то при этом акцент делается на нагружение задней стенки рамы.

С целью выбора рациональных параметров рамы станка для токарно-давильных работ путем последовательного приближения управляя нагрузкой на гидроцилиндре, найдем номинальное усилие для прессового блока.

При изменении усилия нагружения до максимально допустимого, результаты анализа показаны на рис.7.

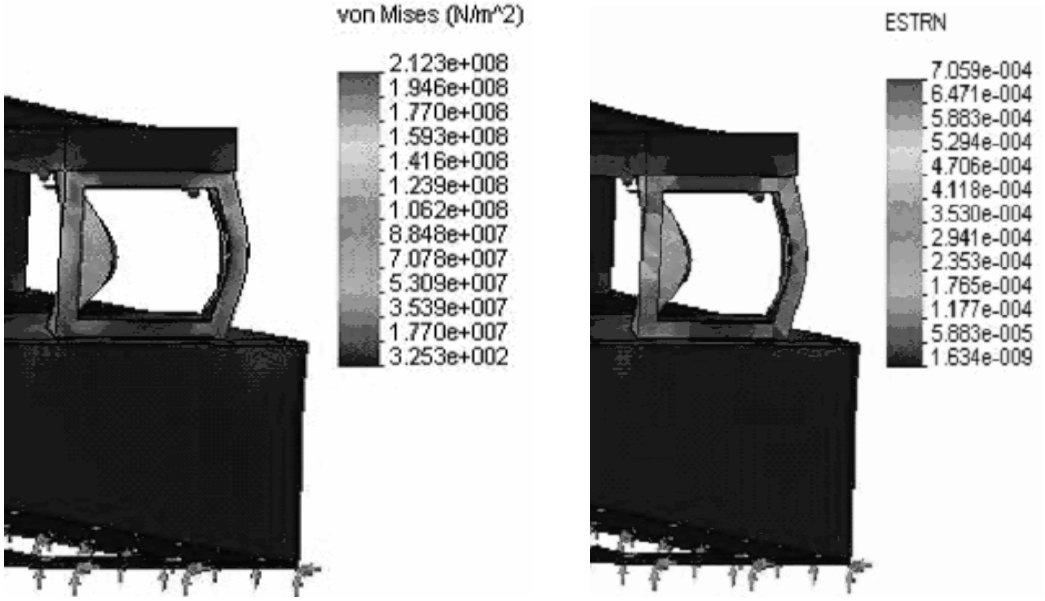
При этом эквивалентные напряжения по Мизесу не превышают предел текучести (s_T = 220 МПа) и составляют $s_{\max}$ = 212 МПа, что является допустимым для рассматриваемого элемента оборудования, рис.7 а.

Эквивалентные деформации опрелелялись по выражению

$$\bar{e} = \frac{e_x + e_y + e_z}{3}$$

где e_x, e_y, e_z деформации по осям x, y, z.

Результаты по эквивалентным деформациям являются допустимыми, максимальное значение не превышает $7{,}06*10^{-4}$ (рис.7 б).



а б

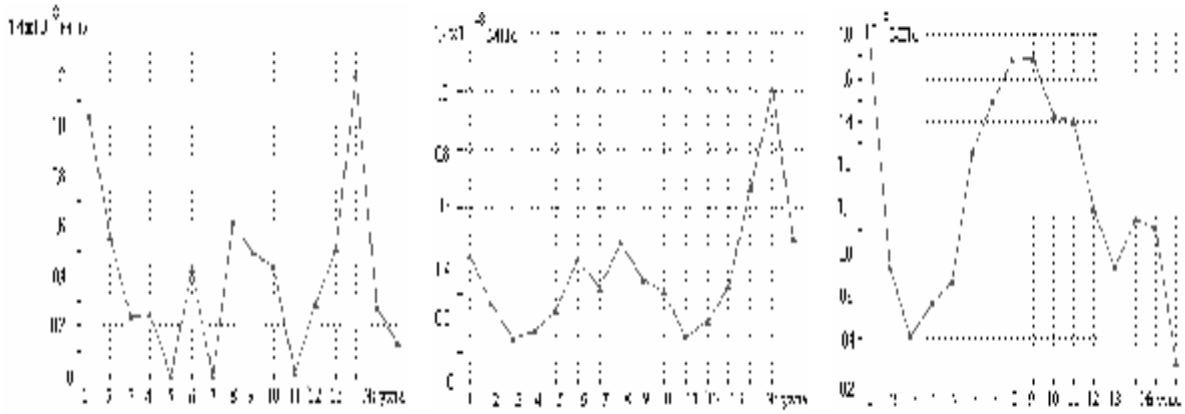
Рис.7 – Результаты конечно-элементного моделирования рамы с двумя стойками при распределенной нагрузке на стойку p = 1,0 МПа: а- эквивалентные напряжения по Мизесу; б- эквивалентные деформации

Результирующее перемещение станины-рамы невелико и максимально достигает величины 2,3 мм.

Эпюры напряжений на стойке приводим на графиках (рис.8).

Изменение напряжений на внешней поверхности отличается практической равномерностью в области срединной части стойки с резким увеличением его в области стыков, рис. 8 а. Изменение напряжений посредине контура рис.8 б практически равномерное с увеличением его в области нижнего стыка.

Рассмотрение эпюр (рис.8) показывает, что наибольшие напряжения будут на внутренней поверхности стойки рамы в области внешней кромки, рис.9 б, в на верхнем стыке они больше, а на нижнем снижаются.



а б в

Рис. 8 – Графики распределения эквивалентных напряжений по Мизесу на задней стойке рамы в направлении сверху вниз: а- на внешней поверхности; б- на внутренней поверхности, средина контура; в- на внутренней поверхности, внешняя кромка

Отсюда можно сделать вывод, что использование станин – двухстоечных рам, несмотря на их меньшую металлоемкость нецелесообразно при больших усилиях прессования. Это может быть эффективно при усилиях не более 0,15 МН, либо необходимо коренное изменение конструкции рамы.

Заключение.

По работе могут быть сделаны следующие выводы:

- Рассмотрены и проанализированы существующие конструкции станин токарных станков, таких как двухсуппортного горизонтального и ломаной компоновки, Конечно-элементный анализ их напряженно-деформированного состояния показал допустимый уровень перемещений при приемлемых нагрузках, при этом проводилось с равнение с односуппортным вариантом.
- Анализ варианта с ломаной компоновкой показал более низкий уровень интенсивности максимальных напряжений в конструкции, примерно в два раза по сравнению с уровнем перемещений, который остается примерно одинаковым.
- На основании анализа конструкций станин токарных станков предложена схема станины рамного типа для токарно-давильных станков, включающая ажурную двухстоечную конструкцию.
- Проведенный конечно-элементный анализ станины двухстоечной конструкции, показал, что приложение максимальных нагрузочных напряжений от реакции прессового модуля не приведут к существенному снижению величины номинального усилия на гидроцилиндре.
- Рациональной будет конструкция станины рамной типа ажурной двухстоечной для токарно-давильных станков, так как она менее металлоемка.

Список литературы: **1**. Пуш А.В.Выбор компоновки двухсуппортных токарных станков // Пуш А.В., Мусса И.Э., Итин А,М. СТИН.- 1994. -№3. с.4-10. **2**. Каминская В.В. Станины и корпусные детали металлорежущих станков // В.В. Каминская, З.М Левина, Д.Н. Решетов. М,: Машгиз. 1960. -364 с. **3**. Кутин А.А. Создание конкурентоспособных станков. М.: Станкин. 1996. -202 с. **4**. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем. Справочник в 3-х томах // Под общ.ред. А.С.Проникова. М.: Из-во МГТУ им. Н.Э.Баумана. т 2. 367 с. **5**. Каганов В.С.К проектному расчету станин токарных станков. Особенности расчета станин как дважды разомкнутых тонкостенных профилей // В.С.Каганов, А.В.Тишина, А.С.Шульдешов Упр. Конкурентоспособность. Автоматиз. 2002.-№1,-С.83-92. **6**.Маковецкий А.В. Приемы ротационной формовки и математическая модель оборудования // А.В.Маковецкий, В.И.Чередниченко, В.В.Маковецкий / Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. Наукових праць. Вип.14. – Краматорськ: ДДМА -2003. - С.90-95. **7**. Декларативный патент України № 43135. *МкВ 21 Д 51/02*. Верстат для виготовлення заготовок типу ступінчастих валів обкочуванням. Опубл.15.11.2001. Бюл..№10.**8**. Декларативний Патент України № 5985. *МкВ 21 Д 51/02*. Верстат для виготовлення заготовок з прокату обкочуванням. Опубл.15.06..2005. Бюл..№6. **9**. Корнилова А.В. К вопросу проектирования станин открытых кривошипных прессов // Сб. науч. труд. Вып.10. Моск. гос. технол. ун-т «СТАНКИН». М.: Изд-во МГТУ «СТАНКИН». М.: Янус-К. 2004. -С.108-112. **10**.Song Y.H., Yan Y.N., Zhang R.J. Finite element analysis of the

prestress wire – winding press. J.Mater. Process/Technol. 2004.151..№1-3, -c. 255-257. **11**. Алямовский А..А и др. Solid Works. Компъютерное моделирование в инженерной практике /А.А. Алямовский, Собачкин А.А., Е.В. Одинцов, А.И. Харитонович, Н.Б. Пономарев – СПБ.: БХВ-Петербург, 2005.- 800 с.

Сдано в редакцию 6.06.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ГИДРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ГАСИТЕЛИ ЭНЕРГИИ ПОТОКА В СИСТЕМАХ ГИДРОПРИВОДА СУДОВ

Малахов А.В., Калуев А.Г., Бачериков В.А., Леонов В.В. *(ОНМА, г. Одесса, Украина)*, **Сторожев В.П.** *(ОНМУ, г. Одесса, Украина*), **Рублев А.В.** *(НТУ, г. Киев, Украина*)

There are considered modern problems connected with energy diminishing for moving flows in ship's hydraulic drives. The necessity for development of new controlling technologies for such systems is shown. There are presented results of theoretical and experimental works. Investigation results are describing interaction between cone and disk-type foils and moving flow that possess big inertia.

Проблема качественного управления судовыми системами гидропривода является очень актуальной, поскольку используемые в настоящее время современные системы гидропривода судов являются очень чувствительными к возникающим в них динамическим нагрузкам [1]. В качестве примера можно рассмотреть работу судового грузового устройства. Во время его эксплуатации очень часто возникает необходимость остановки работающих в единой схеме основной рабочей или вспомогательной стрелы. Остановка должна осуществляться в четко зафиксированных положениях стрелы. Следует отметить, что возникающая в этом случае инерционность используемой рабочей жидкости гидропривода, а также сложность механической части его тормозного устройства не позволяет добиться пространственно фиксированных положений, которые при этом являются технологически необходимыми. В результате данного недостатка грузовая стрела очень часто осуществляет колебательные движения, около требуемого положения, что вызывает осложнения в работе оператора и обслуживающего персонала трюмов или других грузовых помещений (автопалуба, рефрижераторные отсеки и т.д.). Рассматриваемый недостаток является причиной более раннего износа механических частей и существенным образом влияет на командно-контроллерную аппаратуру управления грузового устройства. На современных судах проблемы пространственной фиксации грузовой стрелы дополнительно могут оказывать влияние на коммутационные процессы в используемых схемах электронного управления.

Аналогичные технические проблемы очень часто имеют место в случае использования гидропривода в швартовых устройствах, где необходимо регулировать плавность работы шпиля или брашпиля. Частично они встречаются в шлюп-балках аварийно-спасательного оборудования, а также в системах люковых закрытий трюмов или при работе подъемно-транспортного оборудования специализированных судов (РО-РО, паромы и т.п.). Указанные технические устройства должны обеспечивать устойчивую

работу в сложных условиях плавания судна при высоких динамических нагрузках, например при грузовых операциях в открытом море. Сложные условия работы также могут возникать при выполнении различных гидротехнических работ в случае сложной навигационной обстановки и погодных условий Примером подобной ситуации является монтаж или эксплуатация морских нефте- или газодобывающих терминалов, где суда играют неотъемлемую часть технологического процесса.

Сложившаяся ситуация напрямую определяет цель выполненных исследований и делает насущным решение гидродинамической задачи о быстрой остановке рабочей жидкости, которая двигается внутри системы гидропривода. На основании результатов, полученных в ходе решения такой задачи, может быть разработано устройство, позволяющее добиваться необходимых режимов работы без использования дополнительных механических узлов, которые зачастую только осложняют используемую технологическую схему в целом. Новым принципом, который закладывается в постановку такой задачи, является использование известных физических принципов поведения движущегося внутри трубопровода потока жидкости при его взаимодействии с обтекаемыми телами.

Известно [2], что обтекатели, установленные внутри цилиндрического трубопровода являются местными гидравлическими сопротивлениями. В зависимости от своего пространственного расположения по отношению к стенкам трубопровода они могут оказывать различное влияние на получаемую в конечном итоге картину течения. Данное изменение гидромеханических характеристик движущегося потока может быть направлено на решение рассмотренной технической проблемы. Если в цилиндрической рабочей камере гидропривода установить дисковый обтекатель, то в зависимости от угла его поворота (степени перекрытия потока) могут быть получены различные коэффициенты его сопротивления. Другими словами энергетические характеристики потока, а, в частности, его потери могут регулироваться обычным поворотом дискового обтекателя.

Вторым вариантом подобного отбора избыточной энергии потока может являться технология создания кумулятивных течений. В данном случае речь идет об установке конусного обтекателя внутри цилиндрической рабочей камеры магистрального трубопровода судовой системы гидропривода. В ходе исследовательских работ [3] были получены результаты, указывающие на существование четких кинематических диапазонов, при которых вся энергия потока аккумулируется в ограниченной области движущейся жидкости. Возникающая в этом случая кумулятивная струя направлена в сторону, которая противоположна направлению основного течения и передает практически всю свою энергию жестко зафиксированному конусному обтекателю. Воздействие струи на обтекатель в этом случае четко ограничено контуром его тыльной части. Подобный гидромеханический отбор инерционного напора у потока является достаточно перспективным, поскольку не требует использования сложных технических решений.

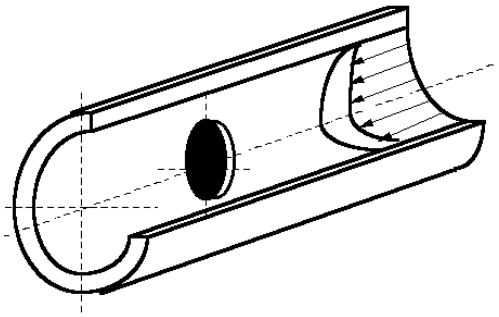


Рис. 1. Схема рассматриваемой задачи

Общая схема рассматриваемой задачи показана на рисунке 1. Ограниченный стенками цилиндрической камеры поток рабочей жидкости набегает на симметрично установленный обтекатель (диск). В теоретической постановке рассматриваемая задача описывается системой нестационарных уравнений Навье-Стокса (1). Поскольку эти уравнения содержат три неизвестные составляющие вектора скорости $\overline{V}$ и давление P, система (1) является переопределенной. В этом случае для возможности ее решения необходимо добавить или уравнение неразрывности (2), указывающее на отсутствие в жидкости разрывов или уравнение фон Неймана (3), связывающее эти переменные с неявным учетом времени t.

В ходе теоретических исследований использовались уравнения (1) – (2). Поскольку решаемая задача является краевой и нестационарной то необходимо задавать начальные и граничные условия. Эти соотношения формулировались в виде (4)-(5) – начальные условия и (6) – граничные условия:

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{\partial V_x}{\partial t}+V_x\frac{\partial V_x}{\partial x}+V_y\frac{\partial V_x}{\partial y}+V_z\frac{\partial V_x}{\partial z}=-\frac{1}{r}\frac{\partial P}{\partial x}+n\left(\frac{\partial^2 V_x}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 V_x}{\partial z^2}\right)\\
&\frac{\partial V_y}{\partial t}+V_x\frac{\partial V_y}{\partial x}+V_y\frac{\partial V_y}{\partial y}+V_z\frac{\partial V_y}{\partial z}=-\frac{1}{r}\frac{\partial P}{\partial y}+n\left(\frac{\partial^2 V_y}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 V_y}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 V_y}{\partial z^2}\right)\\
&\frac{\partial V_z}{\partial t}+V_x\frac{\partial V_z}{\partial x}+V_y\frac{\partial V_z}{\partial y}+V_z\frac{\partial V_z}{\partial z}=-\frac{1}{r}\frac{\partial P}{\partial z}+n\left(\frac{\partial^2 V_z}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 V_z}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2}\right)
\end{aligned}\right\}; \qquad (1)$$

$$\frac{\partial V_x}{\partial x}+\frac{\partial V_y}{\partial y}+\frac{\partial V_z}{\partial z}=0 \qquad (2)$$

$$\nabla^2 P=2r\left[\frac{\P V_x}{\P x}\frac{\P V_y}{\P y}-\frac{\P V_y}{\P x}\frac{\P V_x}{\P y}+\frac{\P V_y}{\P y}\frac{\P V_z}{\P zz}-\frac{\P V_y}{\P z}\frac{\P V_z}{\P y}+\frac{\P V_z}{\P z}\frac{\P V_x}{\P x}-\frac{\P V_z}{\P x}\frac{\P V_x}{\P zz}\right]; \qquad (3)$$

$$V_z=\frac{8}{Re}\frac{V_{cp}^2}{2Rn}\left[R^2-h^2\right]; \qquad (4)$$

$$p=const-8mV_{cp}-\frac{PZ}{R^2}; \qquad (5)$$

$$V_x=V_y=0. \qquad (6)$$

где V_i – проекция скорости на соответствующую координатную ось; P – давление потока; t – время; n , m – кинематическая и динамическая вязкость рабочей жидкости; V_{cp} – средняя скорость на входе в расчетную область; Re – число Рейнольдса потока; R, – радиус расчетной области; h – текущая координата по высоте.

В ходе конечно-разностного решения приведенных выше уравнений движения был использован метод расщепления Н.Н. Яненко [4, 5] благодаря чему была достигнута высокая сходимость и устойчивость вычислительного процесса. Полученные со вторым порядком точности результаты для обтекателя выполненного в виде диска показаны на рисунке 2. Поток двигается слева направо и как видно перед лобовой поверхностью диска возникает интенсивная зона вихреобразования. Данный гидродинамический эффект как раз и предлагается использовать для отбора энергии у движущегося потока. Возникающая локально "застойная" зона с энергетической точки зрения является очень емкой, поскольку постоянное образование и взаимодействие вихрей, как крупно, так и мелко масштабной турбулентности требует значительного подвода энергии. Необходимо отметить, что размеры такой гидродинамической зоны напрямую определяются скоростью и давлением двигающейся в системе трубопроводов гидропривода рабочей жидкости.

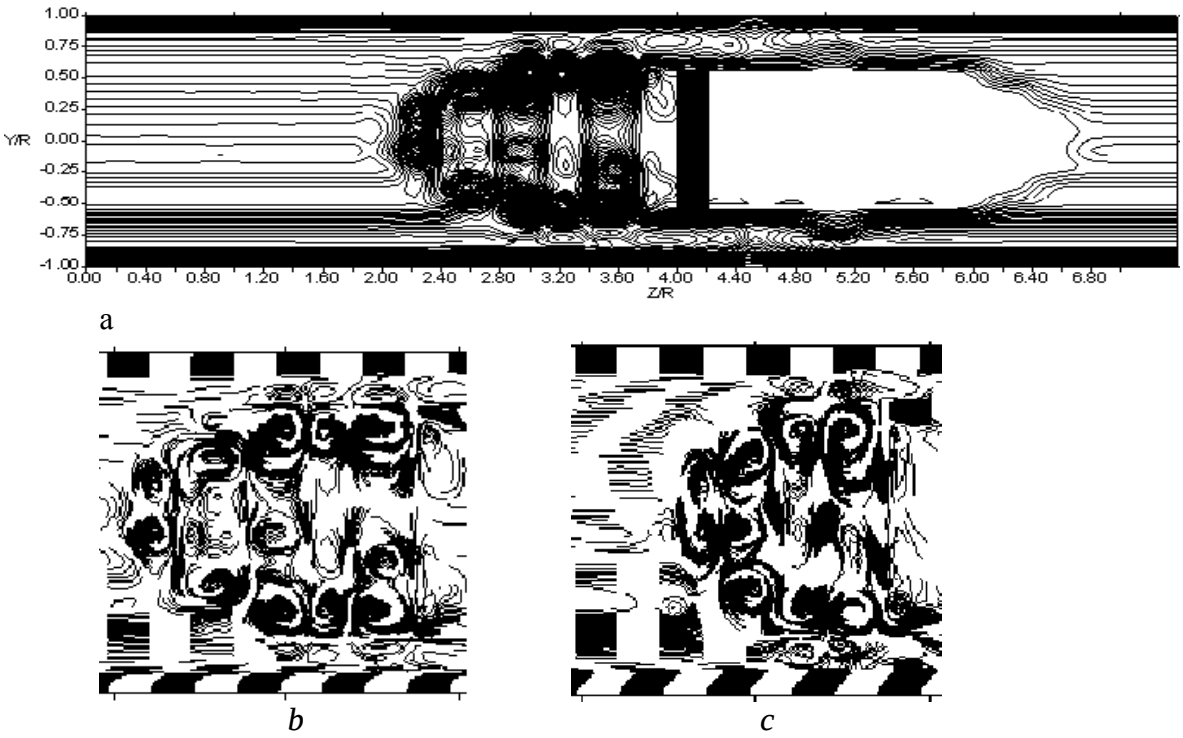


Рис. 2 Изолинии трехмерного поля завихренности в горизонтальной плоскости расчетного объема при обтекании диска. Степень асимметрии диска относительно оси симметрии расчетной области составляет *1 %*. Поток двигается слева направо. a – вся расчетная область при *t=378,7 сек. Re=500;* b – вихревая область перед диском при *t=378,7 сек. Re=500;*c – вихревая область перед диском при *t=17 сек. Re=10^4*

Аналогичный результат по возникновению вихревой зоны перед лобовой поверхностью обтекателя был получен и при проведении натурных экспериментальных работ. Так, на рисунке 3 для различных моментов времени показана такая зона перед обтекателем, выполненным в форме куба. Необходимо отметить, что подобный эффект у

дисковых обтекателей является наиболее сильно выраженным при углах поворота от 0 до 30 ^{0} (отсчет производится от вертикального положения).

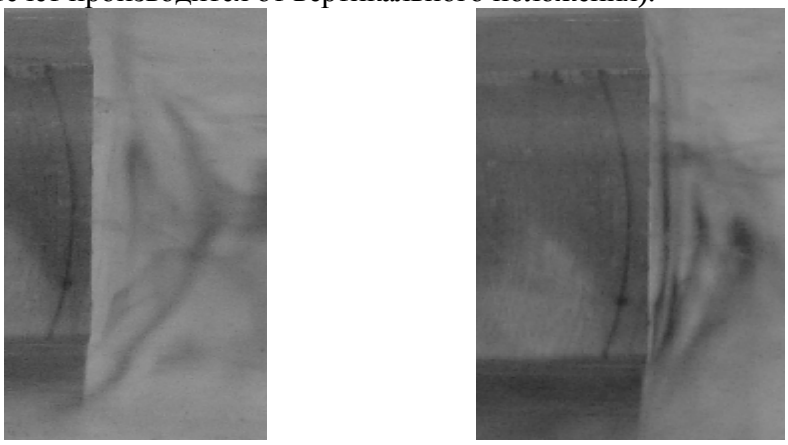


Рис. 3. Визуализация процесса движения ограниченного потока вблизи куба в различные моменты времени. *Re=1951*. Поток двигается справа налево

Степень перекрытия потока также является одним из факторов, который оказывает влияние по получаемый эффект. Анализ результатов выполненных экспериментов позволяет говорить о том, что минимальное значение отношения диаметра цилиндрической рабочей камеры к диаметру дискового обтекателя должно находиться в пределах *0,6*.

Необходимо отметить, что возникающий в ходе гидродинамического взаимодействия потока рабочей жидкости с обтекателем эффект отбора энергии характеризуется ярко выраженной нестационарностью. При этом пик отбора энергии всегда происходит в момент зарождения вихревой зоны.

Таким образом, на основании результатов, которые были получены в ходе выполненных научно-исследовательских работ, можно сформулировать следующие выводы:

1. За счет использования гидродинамических процессов, возникающих при взаимодействии потока рабочей жидкости с обтекателями возможно получение эффекта полного гашения инерционного напора. Подобный результат может быть использован для повышения качества работы и управления судовыми системами гидропривода.

2. Интенсивность вихревой зоны, возникающей вблизи гасителя энергии потока, напрямую зависит от его пространственного расположения по отношению к стенкам рабочей камеры. Максимальный эффект достигается при небольших углах отклонения от его вертикального положения.

Список литературы: 1. Сторожев В.П. Механические передачи. – К.: Алерта. 2005. – 786 с. **2.** Малахов А.В. Гидромеханика ограниченных потоков. Одесса: Астропринт, 1999. – 204 с. **3.** Калуев А.Г. Использование конических обтекателей в системах топливоподготовки судовых дизелей. // Судовые энергетические установки. Науч.-техн.сб.-Вып.10.-Одесса: ОНМА,2004. с 47-59. **4.** Яненко Н. Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики. – Новосибирск: Наука, 1966. 225 с. **5.** Яненко Н. Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики. – Новосибирск: Наука, Сиб. отд-ние, 1967. 195 с.

Сдано в редакцию 22.05.06

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

К ВОПРОСУ О ВЛИЯНИИ ЭДС РЕЗАНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Матвиенко А.В., Феник Л.Н. *(ДонНТУ, г.Донецк, Украина)*

The present work deals with estimate of surface roughness by means of electromotive force (EMF) appearing between cutting tool and workpiece. The spectral analysis had been used for analysis of electromotive force (EMF) signals. The results show that the EMF can be successfully used for monitoring surface roughness.

Введение.

Процессы трения и резания металлов сопровождаются рядом широко известных физических явлений. К одному из этих явлений относится возникновение электродвижущей силы (ЭДС) между контактируемыми телами. Природа электрических явлений, возникающих при трении и резании, достаточно не изучена, хотя этому вопросу посвящено большое количество научных работ как отечественных [1, 2], так и зарубежных ученых [3 - 5]. В общем можно выделить несколько направлений исследований: использование сигнала ЭДС для управления режимами резания и использование сигнала ЭДС для контроля износа инструмента или трущихся пар. В некоторых работах выполнены исследования о связи ЭДС и шероховатости обрабатываемой поверхности. При этом отмечалось, что, управляя величиной ЭДС путем ее компенсацией или изоляцией инструмента, можно снизить шероховатость обработанной поверхности более значительно, чем это удается сделать приращением скорости резания [2]. Большинство исследователей, обнаруживших влияние слабых электрических токов на шероховатость обработанной поверхности (как правило, при точении) считают, что причиной снижения микронеровностей при отсутствии тока (т.е. при компенсации или изоляции) является уменьшение интенсивности и изменение характера износа режущего инструмента. Другие исследователи не обнаружили заметного влияния токов на шероховатость, но обнаружили эффект от использования электроизолированного инструмента на снижение интенсивности его износа и шероховатости обработанной поверхности. Поэтому в работе [7] делается вывод о том, что снижение шероховатости связано с уменьшением износа инструмента. В то же время вопрос о непосредственном влиянии ЭДС на шероховатость обработанной поверхности является дискуссионным, и для изучения этого вопроса требуются дальнейшие исследования. Учитывая, что, как правило, большинство исследователей рассматривают постоянную составляющую ЭДС, представляет интерес исследовать переменную составляющую и определить степень ее взаимосвязи с шероховатостью обработанной поверхности.

Основные результаты исследований.

Для исследования степени взаимосвязи ЭДС резания и шероховатости обработанной поверхности проведены экспериментальные исследования точения малоуглеродистой стали 20 резцами с твердосплавными пластинами марки Т5К10. Измерение ЭДС производилось по известным методикам [6], а запись переменной составляющей осуществлялась с помощью специального измерительного комплекса непосредственно на ЭВМ. В эксперименте использовалась обработка с электроизолированным инструментом и инструментом без изоляции. Проводились две основные серии экспериментов. Первая серия экспериментов выполнялась с

переустановкой заготовок и инструмента. Вторая серия проводилась так, чтобы исключить влияние погрешностей установки инструмента и заготовки, а также влияния электроизоляционного материала на вибрации инструмента. Для этого применялся электроизолированный инструмент, который для работы в режиме «без изолирования» соединялся с корпусом резцедержки посредством металлического шунта с экраном, устраняющим электрические помехи окружающей среды. Для устранения влияния погрешности установки применялась заготовка с чередующимися кольцевым канавками, разделяющими зоны обработки электроизолированным инструментом и инструментом не изолированным. Длина пути резания и режимы обработки выбирались, исходя из необходимости исключения существенного износа инструмента. В качестве варьируемого фактора была выбрана скорость резания, которая информативнее отображает зоны наростообразования при обработке пластичных сталей. Значение скорости резания изменялось в диапазоне 25-135 м/мин ($\upsilon_1<\upsilon_2<\upsilon_3<\upsilon_5<\upsilon_6$). Величина подачи и глубина резания во всех опытах были постоянны (S=0.22 об/мин, t=0.25 мм). Оценка шероховатости осуществлялась путем измерения и профилографирования обработанной поверхности профилометром-профилографом мод.252.

В таблице 1 представлены результаты исследований ЭДС и шероховатости обработанной поверхности при точении электроизолированным инструментом и инструментом без электроизоляции (первая серия экспериментов). Из полученных данных следует, что при точении инструментом без электроизоляции с увеличением среднего значения потенциалов ЭДС шероховатость поверхности увеличивается. Так наименьшему значению шероховатости соответствует наименьшее значение среднего, дисперсии, среднего квадратичного и коэффициента вариации потенциалов ЭДС. Интересно отметить, что при скоростях u_3 и u_5 получены одинаковые значения шероховатости, а значения среднего, дисперсии и среднего квадратичного потенциалов ЭДС при u_3 меньше, чем при u_5, но коэффициенты вариации имеют обратную взаимосвязь.

При обработке электроизолированным инструментом величина среднего значения потенциалов ЭДС возрастает почти в два раза по сравнению с потенциалами ЭДС при обработке не изолированным инструментом. Но с увеличением скорости резания это соотношение уменьшается.

Таблица 1 . Статистические характеристики потенциалов ЭДС и шероховатости обработанной поверхности при точении инструментом с электроизоляцией и без электроизоляции (первая серия экспериментов)

Статистич. характеристики	Инструмент без электроизоляции					Инструмент с электроизоляцией				
	u_1	u_2	u_3	u_5	u_6	u^*_1	u^*_2	u^*_3	u^*_5	u^*_6
Среднее значение R_a, мкм	1.15	0.72	0.17	1.16	1.15	0.62	0.60	0.38	0.55	0.59
Мат.ожидание ЭДС, мВ	1,70	2,16	2,65	2,86	3,55	3,14	4,01	4,63	4,77	5,58
Дисперсия ЭДС, мВ	0,062	0,324	0,406	0,359	0,616	0,033	0,030	0,052	0,316	0,078
Среднекв.откл. ЭДС, мВ	0,249	0,569	0,637	0,599	0,785	0,181	0,173	0,229	0,562	0,280

Коэф.вариации ЭДС	0,146	0,262	0,240	0,208	0,221	0,057	0,043	0,049	0,117	0,050

Изменение дисперсии и среднеквадратичного отклонения имеет обратную взаимосвязь. С увеличением скорости при обработке электроизолированным инструментом дисперсия и среднеквадратичное отклонение колебаний ЭДС уменьшается почти в 10 раз. В то же время можно отметить незначительные изменения дисперсии и среднеквадратичного отклонения при точении на скорости u_5 не изолированным и u_5* изолированным инструментом, но при обработке изолированным инструментом коэффициент вариации уменьшается почти в 2 раза.

Измерение шероховатости обработанных поверхностей (5 параллельных опытов) в случае использования не изолированного и изолированного инструментов показали, что шероховатость поверхности в целом уменьшается в случае обработки электроизолированным инструментом.

Вторая серия опытов (без переустановки заготовок и инструмента) показала аналогичную взаимосвязь переменной составляющей ЭДС и шероховатости обработанной поверхности (табл.2). Так при обработке изолированным инструментом среднее значение потенциалов ЭДС выше, чем при обработке не изолированным инструментом, а значения дисперсии, среднеквадратического отношения и коэффициента вариации меньше.

Таким образом, проведенные экспериментальные исследования показывают, что между колебаниями ЭДС и шероховатостью обработанной поверхности существует глубокая связь. Поэтому представляет интерес более детальное изучение полученных колебаний ЭДС при обработке изолированным и не изолированным инструментом на основе теории случайных функций.

Таблица 2. Статистические характеристики потенциалов ЭДС и шероховатости обработанной поверхности при точении инструментом с электроизоляцией и без электроизоляции (вторая серия экспериментов)

Статистич. характеристики	Инструмент без электроизоляции			Инструмент с электроизоляцией		
	u_1	u_3	u_6	u^*_1	u^*_3	u^*_6
Среднее значение R_a, мкм	1.15	0.17	1.15	0.62	0.38	0.59
Мат.ожидание ЭДС, мВ	1,70	2,65	3,55	3,14	4,63	5,58
Дисперсия ЭДС, мВ	0,062	0,406	0,616	0,033	0,052	0,078
Среднекв.откл. ЭДС, мВ	0,249	0,637	0,785	0,181	0,229	0,280
Коэф.вариации	0,146	0,240	0,221	0,057	0,049	0,050

В работе [2] установлено, что характер колебаний потенциалов ЭДС (при постоянных условиях) не меняется со временем и по одной достаточно длинной записи можно определить статистические характеристики процесса. Тогда колебания ЭДС являются стационарным эргодическим случайным процессом и для характеристики

колебаний мгновенных значений ЭДС можно использовать корреляционный и спектральный анализы.

На рис. 1 представлены графики нормированных автокорреляционных функций $K(t)$ и нормированных спектральных плотностей $S(v)$ потенциалов ЭДС при точении электроизолированным и не электроизолированным инструментами на скоростях υ_1, υ_3 и υ_6 (причем $\upsilon_1<\upsilon_3<\upsilon_6$, и $\upsilon_1=\upsilon_1^*$, $\upsilon_3=\upsilon_3^*$, $\upsilon_6=\upsilon_6^*$).

Анализ полученных результатов показывает, что наибольшие изменения спектров ЭДС наблюдаются в низкочастотной области. С увеличением скорости резания энергия спектра ЭДС в низкочастотной области при обработке изолированным инструментом уменьшается в большей степени, чем при обработке неизолированным инструментом. Поэтому эффект уменьшения шероховатости обработанной поверхности будет в большей степени проявляться на режимах чистовой обработки. Кроме того, вычисленные коэффициенты взаимной корреляции $r_{(u1,u1*)}$= - 0.099, $r_{(\upsilon 3,\upsilon 3*)}$= -0,292 и $r_{(\upsilon 6,\upsilon 6*)}$= 0,284 показывают, что колебания ЭДС при обработке электроизолированным и не электроизолированным инструментами носят различный характер.

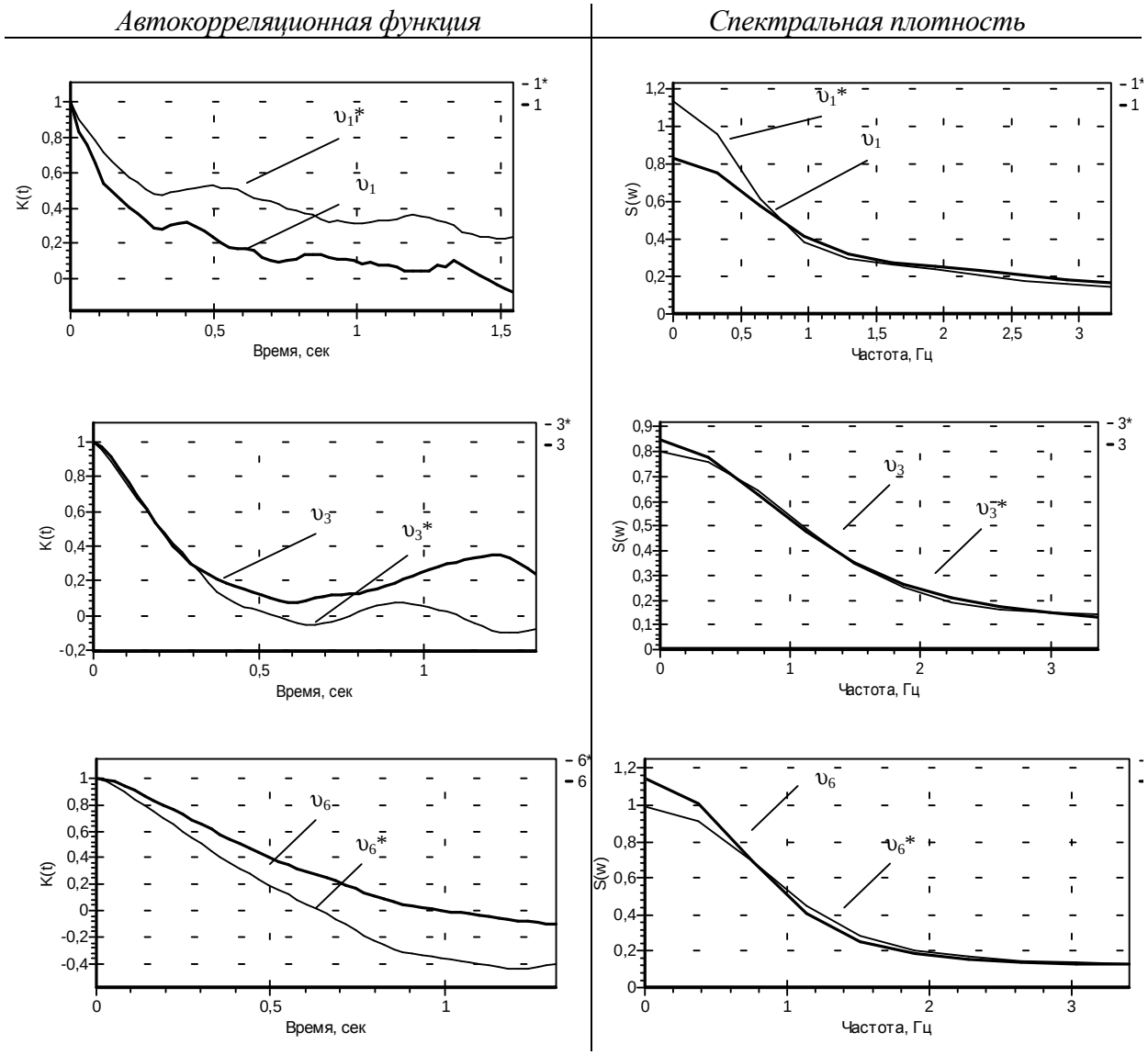


Рис.1 Автокорреляционные функции и спектральные плотности потенциалов ЭДС :

(* - обработка электроизолированным инструментом, 1 - υ_1, 1* - υ_1*, 3 - υ_3, 3* - υ_3*, 6 - υ_6, 6* - υ_6*)

Таким образом, колебания ЭДС отражают импульсный характер процесса резания и несут важную информацию о сложных физико-химических процессах при резании металлов. Различный характер колебаний ЭДС при обработке электроизолированными и не электроизолированным инструментами показывает, что в зоне контакта «инструмент-деталь» присутствуют несколько отличные механизмы разрушения и физико-химических процессов. Если исходить из гипотезы, что шероховатость обработанной поверхности уменьшается вследствие уменьшения износа инструмента, то в нашем случае имело бы место восстановление геометрии инструмента каждый раз после предыдущей обработки без изоляции инструмента, как только он «переводился» в состояние электроизолированности. Совершенно очевидно, что такое утверждение является не совсем корректным. По-видимому, такая гипотеза может существовать в случае обработки большой партии заготовок, когда износ инструмента со временем ощутим, и это отображается на шероховатости обработанной поверхности.

В настоящее время существует несколько теорий, объясняющих механизм влияния электрических импульсов на процесс трения и резания. Нам представляется наиболее перспективной теория дислокаций, которая впервые была использована в работах Б.И.Костецкого. Так, согласно этой теории, в тончайших контактных поверхностных микрообъемах происходят движение и взаимодействие дислокаций. Выход последних на поверхность приводит к образованию своеобразного субмикрорельефа в виде ступенек сдвига, оказывающего влияние на силы внешнего трения. Как показано в работе [8], между коэффициентом трения и высотой образующегося микрорельефа существует следующая связь:

$$f = 6{,}28(1-n)\frac{s_m}{G}\sqrt{\frac{r_1}{r}}\sin a\ , \qquad (1)$$

где f - коэффициент трения;

n - коэффициент Пуассона;

G - модуль сдвига;

s_m - предел текучести;

r_1 - конечная плотность дислокаций;

r - исходная плотность дислокаций;

a - угол наклона плоскости скольжения.

Отношение $\frac{r_1}{r}$ в выражении (1) характеризует деформационную составляющую коэффициента трения, а конечная плотность дислокаций r_1 характеризует адгезионную составляющую. Тогда, воздействуя на $\frac{r_1}{r}$ и r_1 можно изменять коэффициент трения. Одним из таких воздействий являются электрические импульсы, которые, воздействуя на дислокации, влияют и на пластическую деформацию металла. Таким образом, можно предположить, что при обработке электроизолированным инструментом, возникающие электрические импульсы в зоне контакта с заготовкой, облегчают пластическую деформацию металла и тем самым способствуют уменьшению шероховатости

обработанной поверхности по сравнению с обработкой неизолированным инструментом. Сравнивая спектры ЭДС и их статистические характеристики при обработке электроизолированным и не электроизолированным инструментами, можно увидеть существенные различия. Так уменьшение шероховатости обработанной поверхности связано с увеличением среднеарифметического значения ЭДС и уменьшением дисперсии и среднеквадратичного отклонения. По-видимому, такой вид спектра ЭДС способствует облегчению пластической деформации, что может быть связано с несколькими механизмами: большей электризацией поверхностного слоя, уменьшением скорости окислительных процессов на ювинильных поверхностях заготовки и инструмента, упорядочиванием теплового движения электронов и др.

Выводы. Анализ проведенных экспериментальных и статистических исследований потенциалов ЭДС, возникающих при точении стали электроизолированным и не электроизолированным инструментами, показал следующее:

1) при обработке электроизолированным инструментом шероховатость обработанной поверхности уменьшается по сравнению с обработкой не электроизолированным инструментом;

2) уменьшение шероховатости обработанной поверхности взаимосвязано с увеличением среднеарифметического значения ЭДС и уменьшением дисперсии и среднеквадратичного отклонения, что присуще обработке электроизолированным инструментом;

3) при обработке электроизолированным инструментом зона наростообразования смещается в область низких скоростей;

4) на основании теории дислокаций можно предположить, что изоляция инструмента изменяет характер колебаний ЭДС таким образом, что это способствует облегчению пластической деформации металла, т.е. проявляется электропластический эффект, и, тем самым, уменьшается шероховатость обработанной поверхности;

Список литературы: **1.** Плотников А.Л., Таубе А.О. Управление режимами резания на токарных станках с ЧПУ. – Монография, Волгоград, Изд-во Волгоград. гос. техн. ун-та, 2003. – 184 с. **2.** Коробов Ю.М., Прейс Г.А. Электромеханический износ при трении и резании металлов. – К.: Техника, 1976. – 200 с. **3.** S. Liang, R. Hecker, R. Landers. Machining process monitoring and control: the state-of-the-art. / Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol.126, 2004, - pp. 297-310. **4.** Nowicki, B., and Jarkiewicz, A. The in-process surface roughness measurement using fringe capacitive method / Int. J. Mach. Tools Manuf., vol. 38, 1998. - pp. 725–732. **5.** O'Donnell, G., Young, P., Kelly, K., and Byrne, G. Towards the improvement of tool condition monitoring systems in manufacturing environment. / J. Mater. Process. Technol., vol.119**,** 2001. - pp. 133–139. **6.** Вульф А.М. Резание металлов. – Л.: Машиностроение, 1973. – 496 с. **7.** Аветов А.А., Афанасьев Ф.З., Бобровский В.А. О влиянии термотоков, возникающих при резани металлов, на шероховатость обработанной поверхности // Вестник машиностроения, №3, 1973. – с. 4-7. **8.** Назаренко П.В. Расчет силы и коэффициента трения кристаллических тел на основе дислокационной модели внешнего трения // Проблемы трения и изнашивания, №3, - К.: Техника, 1973.

Сдано в редакцию 20.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Калафатова Л.П.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПРОИЗВОДСТВА НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ КРИТЕРИАЛЬНЫХ ЗАВИСИМОСТЕЙ.

Павлыш В.Н., Перинская Е.В. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина.)*

The mathematical model of dependence of the size of the units of usefull product, based on the criterion formulas, is considered.

Ряд неметаллических материалов, используемых в технике (в частности, ферриты), получаются путем осаждения твердой фазы из суспензии [1]. Математические модели процессов получения суспензии в аппаратах с конвективными компонентами основываются на уравнениях в частных производных и позволяют исследовать основные параметры технологического оборудования [2, 3].

Целью настоящей работы является разработка методов расчета удельной поверхности твердого осадка, выпадающего из суспензии и содержащего частицы полезного материала.

В математической постановке задача сводится к построению функциональной зависимости диаметра частицы твердой фазы (кристалла) от следующих параметров: концентраций поступающих компонент, их расхода, угловой скорости вращения мешалки, рабочей камеры размеров аппарата, вязкости среды, температуры смеси в аппарате, времени зарождения частицы, pH – среды, веса частицы и времени пребывания ее в рабрчей камере. При этом следует учитывать, что удельная поверхность обязана быть величиной в пределах $0{,}2\pm0{,}05$ $м^2/г$. (Ограничение продиктовано практической необходимостью [1]).

Построим критериальное уравнение роста диаметра кристалла d, исходя из следующей зависимости:

$$d=f(C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, Q_1, Q_2, Q, \omega, D, H, T, \tau, pH, \upsilon, \rho, q, \theta_1, \theta_2), \qquad (1)$$

где $C_к$ – концентрации исходных веществ, Q_k – расход их поступления, Q – расход на выходе, ω – угловая скорость вращения мешалки, D,H – диаметр и высота рабочей камеры, T – время пребывания кристалла (старения) в аппарате, τ – время зарождения, υ – вязкость, q – ускорение свободного падения (т. е. учёт массовых сил), P – давление, θ_1 – температура смеси, θ_2 – температура окружающей среды. Выберем размерности входных параметров следующими:
C_k=[кмоль/$м^3$], Q_k=[кг/с], ω=[T/c], D=[м], H=[м], T=[с], τ =[с], υ =[$м^2$/с], θ_k=[град], P=[кг/м × $с^2$], q=[$м^2$/с]

Далее, пусть l – длина в метрах, t – время в секундах, m – масса в кг, χ - температура в градусах. Тогда исходя из (1) построим алгебраическую зависимость:

$$l = k \cdot \left(\frac{m}{l^3}\right)^{x_1}\left(\frac{m}{l^3}\right)^{x_2}\left(\frac{m}{l^3}\right)^{x_3}\left(\frac{m}{l^3}\right)^{x_4}\left(\frac{m}{l^3}\right)^{x_5}\left(\frac{m}{t}\right)^{y_1}\left(\frac{m}{t}\right)^{y_2}\left(\frac{m}{t}\right)^{y_3}\left(\frac{1}{t}\right)^{n} \times$$

$$l^{z1}l^{z2}t^{j}t^{r}\,(pH)^{a}\left(\frac{l^2}{t}\right)^{b}\left(\frac{l}{t^2}\right)^{g}\left(\frac{m}{lt^2}\right)^{l} c^{m_1} c^{m_2}$$

Отсюда следует система линейных уравнений:

$$l: \qquad 1=-3x+z_1+z_2+2\beta+\gamma-\lambda;$$

m: $0=x+y+\lambda;$

t: $0=-y-n+j\times p-\beta-2\gamma-2\lambda;$

Здесь:

$$x=x_1+x_2+x_3+x_4+x_5;$$

$$y=y_1+y_2+y_3.$$

Из второго уравнения находим:

$\lambda=-(x+y)$.

Подставляем найденное значение λ в первое и третье уравнение получаем:

$$1=-3x+z_1+z_2+2\beta+\gamma+x+y$$

$$0=-y-n+j+p-\beta-2\gamma-2(x+y)$$

Откуда следует система линейных уравнений для нахождения β и γ :

$$2\beta+\gamma=1+2x-(z_1+z_2)-y;$$

$$\beta+2\gamma=y+n-j-\rho-2(x+y)\,. \qquad (2)$$

Решив систему (2), получим:

$$g=\frac{2}{3}j+\frac{2}{3}r-\frac{2}{3}n+y+\frac{2}{3}x-\frac{1}{3}+\frac{1}{3}(z_1+z_2);$$

$$b=-\frac{j}{3}-\frac{r}{3}+\frac{n}{3}-y+\frac{2}{3}x+\frac{2}{3}-\frac{2}{3}(z_1+z_2);$$

$$l=-(x+y);\quad x=x_1+x_2+x_3+x_4+x_5;\quad y=y_1+y_2+y_3;$$

$$\mu_1+\mu_2=0.$$

Таким образом приходим к следующей зависимости:

$$d=kC_1^{x_1}C_2^{x_2}C_3^{x_3}C_4^{x_4}C_5^{x_5}Q_1^{y_1}Q_2^{y_2}Q^{y_3}w^n D^{z_1}H^{z_2}T^j t^r (rH)^a n^{-\frac{j}{3}\cdot\frac{r}{3}+\frac{n}{3}-y+\frac{2}{3}x+\frac{2}{3}-\frac{2}{3}(z_1+z_2)}\times$$

$$\times q^{\frac{2}{3}j+\frac{2}{3}r-\frac{2}{3}n+y+\frac{2}{3}x-\frac{1}{3}+\frac{1}{3}(z_1+z_2)} r^{-(x+y)} q_1^{m_1} q_2^{m_2} \qquad . (3)$$

Отсюда следует критериальное уравнение:

$$\frac{d\cdot q^{1/3}}{n^{1/3}}=k\cdot\left(\frac{C_1\cdot n^{2/3}q^{2/3}}{r}\right)^{x_1}\left(\frac{C_2\cdot n^{2/3}q^{2/3}}{r}\right)^{x_2}\left(\frac{C_3\cdot n^{2/3}q^{2/3}}{r}\right)^{x_3}\left(\frac{C_4\cdot n^{2/3}q^{2/3}}{r}\right)^{x_4}\times$$

$$\times\left(\frac{C_5\cdot n^{2/3}q^{2/3}}{r}\right)^{x_5}\left(\frac{Q_1 q}{nr}\right)^{y_1}\left(\frac{Q_2\cdot q}{nr}\right)^{y_2}\left(\frac{Q\cdot q}{nr}\right)^{y_3}\left(\frac{w\cdot n^{1/3}}{q^{2/3}}\right)^{n}\left(\frac{D\cdot q^{1/3}}{n^{2/3}}\right)^{z_1}\left(\frac{H\cdot q^{1/3}}{n^{1/3}}\right)^{z_2}\times \qquad (4)$$

$$\times\left(\frac{T\cdot q^{2/3}}{n^{1/3}}\right)^{j}\left(\frac{t\cdot q^{2/3}}{n^{1/3}}\right)^{r}\left(\frac{Q_1}{Q_2}\right)^{m}(rH)^a$$

Здесь k – коэффициент пропорциональности. Уравнение (4) содержит 15 безразмерных комплексов (в исходном соотношение (1)) число переменных n=19, а число измерений m=4, т. е. n-m=15

Неизвестные числа x_1, x_2, x_3, x_4, x_5, y_1, y_2, y_3, n, z, z_2, j, p, μ, α определяются методом Монте – Карло при условии, что величины C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, Q_1, Q_2, Q, ω, D, H, T, τ, pH, ν, p, θ_1, θ_2 – известны (либо определены опытным путем).

Итак, считая формулу (4) известной, определяем теперь удельную поверхность по формуле:

$$S_{уд} = \frac{6000}{d \cdot r}$$

Построенная таким образом функциональная зависимость (4) позволяет исследовать численным путем зависимость диаметра кристалла d от 19 переменных (C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, Q_1, Q_2, Q, ω, D, H, T, τ, pH, ν, p, θ_1, θ_2). Практически важным является исследование диаметра d в зависимости от расходов Q_1, Q_2 и угловой скорости вращения мешалки ω. Результаты численных просчётов позволяют установить соответствующие зависимости.

Укажем также, что формулой (4) можно пользоваться при прогнозировании величины $S_{уд}$ в зависимости от основных параметров. Задавая значения этих параметров. Задавая значения этих параметров, получаем соответствующие значения $S_{уд}$ при помощи ЭВМ.

При численной реализации задачи были использованы следующие численные значения параметров:

C_1=185,3 г/л (концентрация $FeSO_4$),
C_2= 20,6 г/л (концентрация $ZnSO_4$),
C_3= 57,3 г/л (концентрация $MnSO_4$),
C_4= 2,5 г/л (концентрация Ni SO_4),
C_5=210 г/л (концентрация NH_4HCO_3),
Q_1=25-30 л/мин (расход поступления смеси растворов солей Fe, Mn, Zn, Ni)
Q_2=40-60 л/мин (расход поступления углеаммонийной соли),
V=9 м^3 (объем цилиндрического реактора), R=0,5м,
T=40-80 мин. (время пребывания кристалла в реакторе),
τ =5 сек. (время зарождения кристалла),
θ_1=50°-55°C (температура процесса осаждения)
w=(100-1000) об/мин (угловая скорость вращения мешалки),
$S_{уд}$=0,2±0,05 (удельная поверхность твердого осадка),
ν=0,7 (вязкость жидкой фазы)
ρ=1250 кг/м^3 (плотность суспензии)

Критериальное уравнение (4) позволяет найти $S_{уд}$ при различных значениях расходов Q_1, Q_2 и угловой скорости вращения мешалки ω. Полученные результаты считаются допустимыми, если $S_{уд}$ Є [0,15; 0, 25] г/м^2.

В таблице (1) указаны значения $S_{уд}$ при Q_1=0,525;
Q_2=0,875 и различных значениях ω.

В таблице (2) приводятся значения $S_{уд}$ при ω=5, Q_2=0,875 и различных Q_1, 0,405≤ Q_1≤0,885 с шагом 0,06.

В таблице (3) ω=5, Q_1=0?525, 0,405≤Q_2≤0,885 с шагом 0,06

Таблица 1. Расчёт $S_{уд}$ в зависимости от ω

ω	Q_1	Q_2	$S_{уд}$
1,67	0,525	0,875	0,033
3,34	-	-	0,107
5,01	-	-	0,215

Таблица 2. Расчёт $S_{уд}$ при различных Q_1

ω	Q_1	Q_2	$S_{уд}$
5	0,405	0,875	0,16
5	0,465	0,875	0,19
5	0,525	0,875	0,21
5	0,585	0,875	0,24
5	0,585	0,875	0,24
5	0,645	0,875	0,26
5	0,705	0,875	0,28
5	0,765	0,875	0,31
5	0,825	0,875	0,33
5	0,885	0,875	0,35

Таблица 3. Расчёт $S_{уд}$ при различных Q_2

ω	Q_1	Q_2	$S_{уд}$
5	0,525	0,405	0,16
5	0,525	0,465	0,17
5	0,525	0,525	0,18
5	0,525	0,585	0,19
5	0,525	0,645	0,193
5	0,525	0,705	0,2
5	0,525	0,765	0,205
5	0,525	0,825	0,21
5	0,525	0,885	0,213

Список литературы: 1. Вассерман И. М. Химическое осаждение из растворов.- Л.: Химия, 1980.-204С. **2.** Павлыш В. Н., Перинская Е. В. Математическое моделирование машин, включающих узлы конвективного типа. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. - Донецк: ДонНТУ,-2002. – Выпуск 21. – стр. 178 – 184. **3.** Павлыш В. Н., Перинская Е. В. Моделирование и расчёт параметров машин, содержащих конвективные узлы и дополнительные конструкции. Прогрессивные технологии и системы машиностоения: Международный сборник научных трудов – Донецк,: ДонНТУ, 2004.-Выпуск 28.- стр. 224 – 230.

Сдано в редакцию 17.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ВЕЩЕСТВА В РАБОЧЕМ ПРОСТРАНСТВЕ СУШИЛЬНОГО АППАРАТА МЕТОДОМ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

ПавлышВ.Н. , Тарабаева И.В. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

The results of mathematical modeling of distribution of concentration of wet substance in the working camera of drying apparatus.

Высушивание влажной горной массы является заключительной стадией технологического процесса обогащения углей, которая во многом определяет качество конечного продукта. Метод сушки в «кипящем слое» является эффективной модификацией технологии сушки. Для его практической реализации необходимо иметь возможность исследования процесса и расчета рациональных параметров технологического оборудования.

В работе [1] рассматривается конструкция аппарата и технологические основы процесса сушки обогащенного угля в «кипящем слое». В работах [2,3] рассмотрены уравнения, описывающие механические и тепловые процессы, происходящие при работе оборудования, приведены результаты моделирования распределения скорости и температуры вещества в рабочей камере.

Целью настоящей работы является разработка математической модели процесса распределения концентрации высушиваемой массы в рабочей камере сушильного аппарата и ее применение к расчету технологических параметров.

Рассматривается следующая задача: в области G рабочей камеры [1,2] требуется определить распределение концентрации $C(x,y,t)$ при заданном количестве отверстий на газораспределительной решетке. Функция $C(x,y,t)$ является решением конвективного уравнения диффузии:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = Д\left(C_{xx} + C_{yy}\right) - V_1(x,y)\frac{\partial C}{\partial x} - V_2(x,y)\frac{\partial C}{\partial y}, \qquad (1)$$

где $Д$ – коэффициент диффузии, $V_1(x,y)$ – продольная компонента скорости, $V_2(x,y)$ – поперечная компонента скорости. При этом концентрация C обязана удовлетворять граничным условия:

$$\begin{aligned}
&C_y(x,y,t) = 0, && (x,y) \in F_1 \\
&C_x(x,y,t) = 0, && (x,y) \in F_2 \cup F_3 \\
&C_y(x,y,t) = 0, && (x,y) \in Г_i, \quad i = 1,2,...,n \\
&C(x,y,t) = C_j, && (x,y) \in Д_i, \quad i = 1,2,...,n+1 \\
&C(x,y,t) = a, && (x,y) \in Г_{ВХ} \\
&C(x,y,t) = b, && (x,y) \in Г_{ВЫХ}
\end{aligned} \qquad (2)$$

к начальному условию:

$$C(x,y,0) = C_0. \qquad (3)$$

Здесь C_j, a, b, C_0 – постоянные величины.

Компоненты продольной и поперечной скорости определяются из решения краевой задачи [2,3]:

$$\begin{cases} V_1\dfrac{\partial V_1}{\partial x} + V_2\dfrac{\partial V_1}{\partial y} = -\dfrac{dP}{dx} + \dfrac{\partial^2 V_1}{\partial y^2}, \quad (x,y) \in G \\ \dfrac{\partial V_1}{\partial x} + \dfrac{\partial V_2}{\partial y} = 0; \end{cases} ; \qquad (4)$$

$$
\begin{aligned}
&V_1\big|_{(x,y)\in B\cup \Gamma_к} = V_2\big|_{(x,y)\in B\cup \Gamma_к} = 0,\\
&V_1\big|_{(x,y)\in Д_к} = 1, \quad V_2\big|_{(x,y)\in Д_к} = 0,\\
&V_1\big|_{(x,y)\in T_1} = V_{1_0}, \; V_2\big|_{(x,y)\in T_1} = V_{2_0},\\
&V_1\big|_{(x,y)\in T_2} = 0, \quad V_2\big|_{(x,y)\in T_2} = V_{2_0}.
\end{aligned}
\tag{5}
$$

Для решения задачи (1)-(3) применяется метод прямых. Проведем дискретизацию переменных x и y, т.е. рассмотрим точки $x_i = i \cdot hx$, $i = 1,2,...,n-1$; $y_j = j \cdot hy$, $j = 1,2,..,m-1$. Тогда производные по переменным x и y можно заменить конечными разностями [4]:

$$
\frac{\partial C}{\partial x} = \frac{C_{i+1,j} - C_{i-1,j}}{2 \cdot hx}; \qquad \frac{\partial C}{\partial y} = \frac{C_{i,j+1} - C_{i,j-1}}{2 \cdot hy}
$$

$$
\frac{\partial^2 C}{\partial x^2} = \frac{C_{i+1,j} - 2C_{i,j} + C_{i-1,j}}{hx^2}; \qquad \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} = \frac{C_{i,j+1} - 2C_{i,j} + C_{i,j-1}}{hy^2};
$$

где,

$$C(x_i, y_j, t) = C_{ij}(t),$$

А уравнение (1) – дифференциально-разностными соотношениями:

$$
\begin{aligned}
&\frac{1}{T} \cdot \frac{dC_{ij}}{dt} = \frac{Д}{l^2} \cdot \frac{C_{i+1,j} - 2C_{i,j} + C_{i-1,j}}{hx^2} + \frac{Д}{H^2} \cdot \frac{C_{i,j+1} - 2C_{i,j} + C_{i,j-1}}{hy^2} -\\
&-V_{1ij} \frac{1}{l} \cdot \frac{C_{i+1,j} - C_{i-1,j}}{2hx} - V_{2ij} \frac{1}{H} \cdot \frac{C_{i,j+1} - C_{i,j-1}}{2hy}
\end{aligned}
\tag{6}
$$

где l и H – характерные размеры, а T – характерное время, $i = 1,2,...,n-1$; $j = 1,2,..,m-1$. Эту систему обыкновенных дифференциальных уравнений можно представить в следующем виде:

$$
\frac{dC_{ij}}{dt} = A_{ij} \cdot C_{i+1,j} - R \cdot C_{i,j} + G_{ij} \cdot C_{i-1,j} + B_{ij} \cdot C_{i,j} + S_{ij} \cdot C_{i,j} - 1 \tag{7}
$$

Аппроксимация граничных условий приводит к следующим соотношениям:

$$
\begin{aligned}
&C_{0j} = C_{1j}, \qquad j = 0,1,...,m; \qquad j \neq m_1\\
&C_{0j} = a, \qquad j = m_1
\end{aligned}
;
$$

(здесь использовалось граничное условие $\frac{\partial C(0,y,t)}{\partial x} = 0$);

$$
\begin{aligned}
&C_{Nj} = C_{N-1,j}, \quad j = 0,1,...,m; \quad j \neq m_2\\
&C_{Nj} = b, \quad j = m_2
\end{aligned}
;
$$

(использовалось граничное условие $\frac{\partial C(1,y,t)}{\partial x} = 0$);

$C_{i0} = C_{i1}, \qquad (x, y) \in F_1 \cup F_3 \cup Д_к$

$C_{i0} = C, \qquad (x, y) \in Г_к$

(применялось граничное условие $\frac{\partial C(x, y, t)}{\partial y} = 0, \quad (x, y) \in Г_1 \cup Г_к$);

$C_{im} = C_{im-1}, \qquad i = 0,1,...,n$

На рис. 1 приведены результаты решения задачи в безразмерной форме.

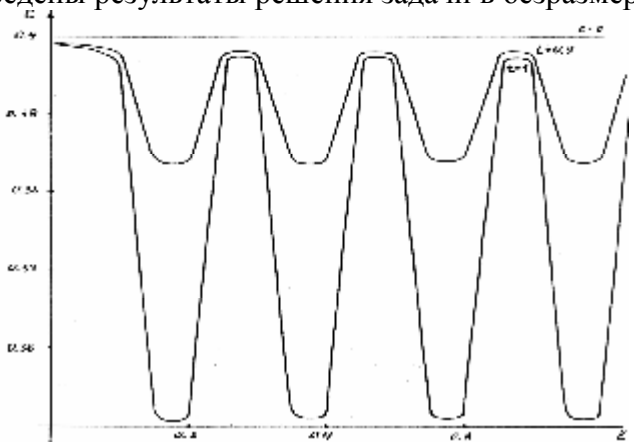


Рис. 1. Распределение концентрации вещества в камере сушилки при $y = 0.2$, для моментов времени $t = 0.0;\ 0.5;\ 1.0$.

Таким образом, решение краевой задачи (1) – (3) свелось к численному решению задачи Коши для системы обыкновенных дифференциальных уравнений (7) при начальных условиях:

$$C_{ij}(0) = C_0 \qquad (8)$$

Задача Коши (7) – (8) численно интегрировалась при помощи метода Рунге-Кутта, причем погрешность метода равна $O(hx^2 + hy^2)$.

Выводы. Процесс сушки увлажненного материала в аппарате, работающем в режиме «кипящего слоя», адекватно описывается детерминированной математической моделью, основанной на системе дифференциальных уравнений. Задачей дальнейших исследований может быть разработка комплексной математической модели процесса сушки с учетом комплекса механических, термодинамических и конвективных параметров.

Список литературы: **1.** Филиппов В.А. Технология сушки и термоаэроклассификации углей. – М., “Недра”, 1987, 287с. **2.** Павлыш В.Н., Тарабаева И.В. Математическое моделирование процесса сушки при переработке углей. Наукові праці ДонНТУ, серія: „Гірничо-електромеханічна”, випуск 94. – Донецк, 2005, с. 165-171. **3.** Павлыш В.Н., Тарабаева И.В. Расчет параметров машин, осуществляющих сушку в “кипящем слое”. Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов, вып. 30. – Донецк, 2005, с. 176-181. **4.** Самарский А.А. Теория разностных схем. – М.:Наука, 1977. – 656с.

Сдано в редакцию 17.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ИССЛЕДОВАНЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК УСИЛИТЕЛЯ ДАВЛЕНИЯ В УСТРОЙСТВАХ ПНЕВМОАВТОМАТИКИ

Поливцев В.П., Поливцев В.В.*(СевНТУ, г.Севастополь, Украина)*,
Тараненко В., Свиць А.*(ИТСИ, Политехника Любельска, г. Люблин,Польша)*

Theoretical questions of pressured air supercharge by means of natural gas energy are considered Produced mathematical model are confirmed by experimental researches and engineer developments Represented models allow designing gas-air transformer-amplifier for gas-distribution station.

В ряде отраслей промышленности в частности газовой на газораспределительных станциях (ГРС) требуется автоматизировать процессы управления задвижками и регулирования давления в магистралях. В целях безопасности применение электрической энергии исключается. В данной работе рассматривается применение пневматических приводов работающих на сжатом воздухе. Энергия сжатого воздуха получается путем преобразования энергии газа протекающего по трубопроводам ГРС. Используется преобразователь в виде насоса – усилителя типа «газ – воздух». Усиление требуется при работе на газовых магистралях с низким давлением (6 – 10 атм.). Насос работает на перепаде газа (с минимальным перепадом 2.5 атм.). Насос усилитель представляет собой два цилиндра разных диаметров штоки, которых конструктивно связанны между собой. Физическая модель насоса усилителя представлена на рис. 1.

В насос усилитель входят два обратных клапана и ресивер для хранения сжатого воздуха. Рассмотрим динамическую модель накачивания сжатого воздуха в ресивер. Движение потоков природного газа и воздуха рассматриваем как квазистационарные, то есть такие, при которых во всех точках объема потоков и полостей предполагаются одинаковые параметры (давление, температура и плотность). Условие движения поршня цилиндра 1 и 2 представлены в работе [1] и описывается следующими уравнениями:

$$m\ddot{X} = P_1 S_1 - P_2 S_2 - P_3 S_3 - F_T . \qquad (1)$$

Изменение давления в полостях цилиндра находим из следующих выражений:

$$dP_1 = \frac{dt}{X_{01} + X}\left(\frac{RT_1 G_1}{S_1} - P_1 \dot{X}\right), \qquad (2)$$

$$dP_2 = \frac{dt}{X_K - X + X_{02}}\left(P_2 \dot{X} - \frac{RT_2 G_2}{S_2}\right). \qquad (3)$$

Изменение давления в замкнутой безштоковой полости цилиндра 2 в общем виде описывается уравнением Клапейрона:

$$PV = mRT , \qquad (4)$$

где m- масса подвижных частей (штоков с поршнями) цилиндров 1 и 2, $\ddot{X}$ - ускорение подвижных частей цилиндров1 и 2, P_1, P_2-давление в полостях цилиндра 1, P_3- Давление в безштококой полости цилиндра 2, S_1, S_2, S_3- площади поршней цилиндров 1 и 2, F_T -сила трения в уплотнениях элементов, P – давление газа, V –

объем газа, m- масса газа, R – универсальная газовая постоянная, T – температура газа в (К), dP_1, dP_2 - давление в полостях цилиндра 1, X_{01}, X_{02} - приведенные начальные объемы полостей цилиндра 1 к начальным координатам поршня, X – текущая координата перемещения поршней со штоком цилиндров 1 и 2, $X_к$ - ход поршня со штоком цилиндров 1 и 2, T_1, T_2 - температура газа в полостях цилиндра 1, G_1, G_2 - массовые расходы при наполнении и опорожнении в полостях цилиндра 1.

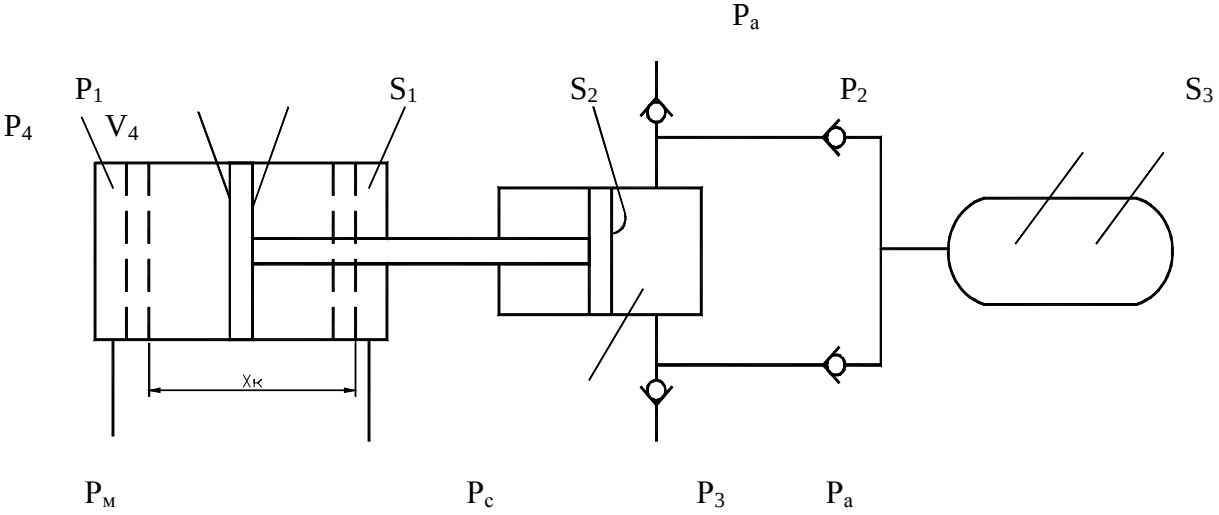


Рис. 1 Физическая модель насоса-усилителя

Предполагая, что процесс наполнения и опорожнения полостей цилиндра 1 происходит по адиабатическому закону, а расход газа в общем виде описывается формулой Сен – Венана и Ванцеля то с учетом того, что истечение газа для адиабатического процесса может быть докритическим и надкритическим, воспользуемся формулами массового расхода [3]:

$$G_1 = m_1 S_{1d} P_M \sqrt{\frac{2}{RT_1}\left[\frac{P_1}{P_M}\left(1-\frac{P_1}{P_M}\right)\right]}, \text{ если } \quad P_1 / P_M \geq 0.5, \tag{5}$$

$$G_1 = m_1 S_{1d} P_M \sqrt{\frac{1}{2RT_1}}, \text{ если } \quad P_1 / P_M \leq 0.5.$$

$$G_2 = m_2 S_{2d} P_2 \sqrt{\frac{2}{RT_2}\left[\frac{P_C}{P_2}\left(1-\frac{P_C}{P_2}\right)\right]}, \text{ если } \quad P_C / P_2 \geq 0.5, \tag{6}$$

$$G_2 = m_2 S_{2d} P_2 \sqrt{\frac{1}{2RT_2}}, \text{ если } \quad P_C / P_2 \leq 0.5.$$

где m_1, m_2 - коэффициенты расхода, S_{1d}, S_{2d} - площади проходных отверстий полостей цилиндра 1, P_M, P_C - давления напорной и стравливающей магистрали цилиндра 1, k – коэффициент адиабатического процесса. $P_м, P_c$ - давления подводящей и отводящей магистралях.

В безштоковой полости цилиндра 2 изменение давления происходит за счет сжимания объема воздуха поршнем цилиндра. Для замкнутой камеры в уравнение (4)

подставляем выражение $m_3 = Z_3 r V_3$ и определим изменение давления от времени в сжимаемой полости цилиндра 2 из выражения вида [2]:

$$dP_3 = rZ_3 RT_3 dt, \qquad (7)$$

где dP_3 - давление в полости цилиндра 2, V_3 - объем безштоковой полости цилиндра 2, T_3 - температура сжимаемого воздуха, Z_3 - коэффициент сжимаемости воздуха, ρ – плотность воздуха при атмосферном давлении.

Коэффициент сжимаемости можно определить через объемы из следующей зависимости:

$$Z_3 = \frac{V_{03} + V_{3H}}{V_{3i} + V_{03}}, \qquad (8)$$

где V_{03} - объем полостей шлангов до обратных клапанов, V_{3H} - объем полости цилиндра 2 при крайнем положении поршня, V_{3i} - текущий объем сжимаемой полости :

$$V_{3H} = X_K S_3, V_{03} = X_{03} S_3, \qquad V_{3i} = (X_K - X) S_3. \qquad (9)$$

X_{03} - условный приведенный ход полученный от объемов шлангов.

С учетом объемов приведенных к перемещению подставим в выражение (8), условия (9) получим коэффициент сжимаемости воздуха в полости цилиндра 2 в виде:

$$Z_3 = \frac{(X_K - X_{03})}{(X_K - X + X_{03})}. \qquad (10)$$

Ход поршней цилиндров 1 и 2 одинаков. Подставляя в выражение (7) Z_3 из выражения (10) получаем зависимость для нахождения давления в полости цилиндра при движении поршня вида:

$$dP_3 = \frac{r(X_K + X_{03}) RT_3}{(X_K - X + X_{03})}. \qquad (11)$$

Ресивер представленный на рисунке 1 является полостью постоянного объема $V_4 = const$. Давление в ресивере при закачивании сжатого воздуха из вытесняемой полости цилиндра 2 можно описать уравнением:

$$dP_4 = \frac{dt}{V_4} G_4 RT_4, \qquad (12)$$

где P_4, V_4, T_4 - давление, объем и температура сжатого воздуха в ресивере, R-универсальная газовая постоянная, G_4 - расход сжатого воздуха поступающего в ресивер:

$$G_4 = m_4 S_{4d} P_3 \sqrt{\frac{2}{RT_4}\left[\frac{P_4}{P_3}\left(1 - \frac{P_4}{P_3}\right)\right]}, \text{ если } P_4 / P_3 \geq 0.5, \qquad (13)$$

$$G_4 = m_4 S_{4d} P_3 \sqrt{\frac{1}{2RT_4}}, \text{ если } P_4 / P_3 \geq 0.5.$$

Полость цилиндра 2 есть замкнутая камера, а при движении поршня объем и давление в ней изменяются по зависимостям (7…11) истечение из полости при этом не происходит. Как только давление P_3 в сжимаемой полости цилиндра 2 становится больше давления в ресивере P_4 ($P_3 > P_4$), открывается обратный клапан и сжатый воздух из полости цилиндра 2 начинает поступать в ресивер. С этого момента давление в полости цилиндра 2 остается постоянным до конца хода поршня. Объем сжатого воздуха, а следовательно и расход поступающего в ресивер, а также вытесненный объем и расход из полости цилиндра 2 одинаков. С учетом того, что за один ход поршня цилиндра 2 в ресивер закачивается порция сжатого воздуха равная объему V_{3H} безштоковой полости цилиндра 2, расход G_4 можно подсчитать по более удобной, чем из выражения (13) следующей зависимости:

$$G_4 = \frac{rS_3X_K}{t_{цi}}\ , \qquad (14)$$

где $t_{цi}$ - время одного цикла закачивания сжатого воздуха (хода поршня со штоком цилиндра 1 и 2), а S_3X_K - объем безштоковой полости цилиндра 2.

Возможны два варианта закачивания сжатого воздуха в ресивер. Первый – до максимального давления, зависящего от коэффициента усиления и давления подаваемого в первый цилиндр. Насос усилитель перестанет закачивать в ресивер, когда давление в ресивере и полости цилиндра 2 станут максимальными и силы действующие на поршни цилиндров 1 и 2 станут равными. Зависимость времени накачивания давления в ресивер близко к экспотенциальному закону, так как с каждым циклом давление и усилие, действующие на поршень цилиндра 2 растет, соответственно возрастает и время каждого последующего цикла. Первый способ не рациональный. Второй – когда прекращение работы процесса накачивания осуществляется от реле давления настроенного на заданное давление. В этом случае можно подобрать заданное давление исходя из требований по времени накачивания. Обычно при таком варианте время накачивания до заданного давления в 2…3 раза меньше чем при первом варианте при накачивании до максимальных значений.

Пневматическая схема усилителя насоса «газ – воздух» и система управления газовыми задвижками представлена на рис. 2 [4], она состоит из элементов преобразователя давления и узла газораспределения. Преобразователь давления содержит газовую и воздушную части. Газовая часть включает в себя следующие элементы. Пневмоцилиндры Пц 1 и Пц 2 связаны между собой штоками при помощи кулачка. Пневмоцилиндр Пц 1 имеет диаметр 63 мм, а Пц 2 – 32 мм.

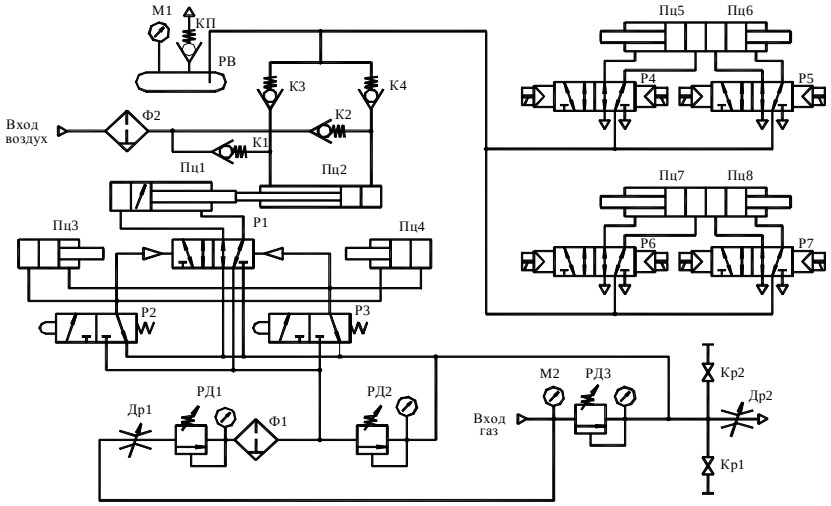


Рис. 2. Пневматическая схема

Питание пневмоцилиндра Пц 1 осуществляется газом от двухпозиционного пяти-линейного распределителя Р1 с импульсным управлением и ручным дублированием. Управляющие полости этого распределителя, а также полости короткоходовых цилиндров Пц 3 и Пц 4 соединены с выходами трехлинейных распределителей Р и Р3 с механическим управлением от рычага с роликом. Питание распределителей осуществляется от блока подготовки, включающего в себя дроссель Др 1, регулятор давления без сброса в атмосферу РД 1 с фильтром Ф1 и манометром. Регулятор давления РД 2 может быть установлен между выходом блока подготовки и полостью сброса для обеспечения требуемого перепада давления 0,15 МПа. Выхлопные каналы распределителей Р1…Р3 соединены между собой и подаются на выход газовой части. Такое соединение исключает попадание газа в атмосферу. При расположении штока пневмоцилиндра Пц1 в крайнем положении, например левом, кулачок воздействует на рычаг распределителя Р2, который при срабатывании запитывает пневмоцилиндр Пц3 и левую управляющую полость распределителя Р1 что приводит к его переключению в левую позицию. В результате шток пневмоцилиндра перемещается вправо, при этом кулачок перестает воздействовать на ролик распределителя Р2, но движение штока продолжается, так как распределитель Р1 имеет импульсное пневматическое управление. При достижении штоком правого положения, кулачок воздействует на ролик распределителя Р3, в результате чего устанавливается правая позиция рапределителя Р1 и шток пневмоцилиндра Пц1 перемещается влево. Таким образом, при запитывании газовой части схемы давлением пневмоцилиндр Пц1 совершает возвратно-поступательные перемещения. Воздушная часть схемы состоит из пневмоцилиндра Пц2, обратных клапанов К1…К4, входного воздушного фильтра Ф2 и ресивера РВ, снабженного предохранительным клапаном КП и манометром М1. При совершении штоком пневмоцилиндра Пц2 возвратно-поступательных перемещений, воздух через обратные клапаны К1 и К2 поступает из атмосферы в полости пневмоцилиндра, а через клапаны К3 и К4 подается в ресивер. Возвратно-поступательные перемещения пневмоцилиндров происходят до тех пор, пока давление в ресивере не достигнет 0,6 МПа. После этого, усилия, действующие на штоках пневмоцилиндров, уравновешиваются, и движение прекращается. После уменьшения давления в ресивере возвратно-поступательные перемещения пневмоцилиндров возобновляются автоматически. Узел газораспределения включает в

себя два цифровых пневмоцилиндра Пц5-Пц6 и Пц7-Пц8, управление которыми осуществляется от распределителей Р4…Р7. Питание этих распределителей происходит воздухом из ресивера.

Цифровые пневмоцилиндры осуществляют перемещение задвижек шаровых кранов Кр1 и Кр2. Имитация линии газораспределения осуществлена с помощью трубопровода, на входе которого установлен манометр М1, регулятор давления Рд3 с манометром и дроссель Др2. Сжатый воздух, имитирующий газ подается на штуцер «Вход газ», манометр М2 фиксирует входное давление. Регулятор Рд3 обеспечивает необходимый перепад давления, а воздух из трубопровода истекает в атмосферу через дроссель Др2. Входная полость газораспределителя соединяется со входом блока подготовки, а выход регулятора давления Рд3 соединяется с атмосферными каналами преобразователя давления.

Список литературы: 1. Герц Е.В. Динамика пневматических систем машин. - Герц Е.В., М.: Машиностроение, 1985. – 256с. **2.** Ибрагимов И.А. Элементы и системы пневмоавтоматики. – Ибрагимов И.А., Фарзане Н.Г., Ильясов А.В., Учебное пособие для втузов .М.: «Высшая школа», 1975. 360 с. **3.** Дмитриев В.Н. Основы пневмоавтоматики.- Дмитриев В.Н., Градецкий В.Г., М: Машиностроение, 1973, 360 с. **4.** Wolkow S., Krugowoj A., Poliwcew W., Taranenko W. Moduł wzmacniania ciśnienia dla układów pneumatycznych. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2006.

Сдано в редакцию 30.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

РОЗРАХУНОК КОНІЧНИХ ПІДШИПНИКІВ КОВЗАННЯ РОЗЧИНОЗМІШУВАЛЬНОЇ УСТАНОВКИ УРЗ-3,8 НА ЗНОС

Попов С.В. *(ПолтНТУ, м. Полтава, Україна)*

This paper is devoted to sliding friction. The problem of determination sliding surfaces size of separate components after loading is attacked in the article. The scientist pays attention to a special construction of mobile mortar mixer with special conical sliding bearings. Main gear is spur tooth pinion and wheel with barrel-shaped axles. The article describes equations of deterioration a new structure conical bearings of this mixer in details. The theory investigations indicate that conical size of bearing parts has an influence on deterioration value. A new mixer is more efficient than the former ones

Постановка проблеми. Для механізації незначних обсягів оздоблюваних робіт у будівництві Полтавським національним технічним університетом імені Юрія Кондратюка спроектована і виготовляється універсальна розчинозмішувальна установка УРЗ-3,8 мобільного типу [1]. Однією з її характерних особливостей є відсутність традиційних торцевих гумових ущільнень підшипників кочення. Дані ущільнення мають дуже низький термін експлуатації, тим самим, порушуючи герметичність бункера-змішувача з часом. Для уникнення розгерметизації розроблено спеціальні регульовані конічні підшипники ковзання та застосовано в кінематичній схемі приводу цівкову передачу, що працює безпосередньо в будівельному розчині [2, 3].

Конічні підшипники ковзання піддаються впливу значного вісьового та радіального зусиль під час роботи установки і спрацьовуються з часом. У зв'язку з цим виникла необхідність визначити величину зносу цапфи і вставки підшипника, які являють собою конічну пару тертя.

а) б)

Рис. 1. Універсальна розчинозмішувальна установка УРЗ-3,8
мобільного типу на стадії виготовлення: а) – вид з переду; б) – вид із заду

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Як відомо, під час тертя відбувається руйнування поверхневих шарів матеріалів, що труться. Це явище проявляється у виникненні частинок певних розмірів, форми та хімічного складу, які називаються частинками зносу. Їх склад та розміри залежать від умов тертя та механізму зносу [4]. На даний час проведені широкі дослідження щодо встановлення зв'язку між тертям та зносом. В. Невковим експериментально встановлено зв'язок між поверхневою температурою, коефіцієнтом тертя та зносом [5]. І.В. Крагельський, базуючись на уявлення про втомну природу зносу, опублікував теоретичні дослідження, присвячені вивченню зв'язку між інтенсивністю зносу та коефіцієнтом тертя [6]. В теорії Мак-Грегора для розрахунку зносу двох механічно взаємодіючих конструктивних елементів розглядаються дві основні моделі: модель нульового зносу при переважно пружній деформації поверхонь, що труться, і модель вимірюваного зносу, для якої справедливі умови абразивного зносу [4]. При розрахунку тертя та зносу за енергетичною теорією Г. Фляйшера досліджувана трибологічна система розглядається як комплекс, що підлягає навантаженню. Цей комплекс включає контртіло, індентор та проміжний матеріал (змащення, оточуюче середовище). Його поведінка описується за допомогою енергетичних законів та співвідношень [7].

Формулювання цілей статті. Ресурс роботи кожної машини залежить від довговічності вузлів та деталей, із яких її виготовлено. Щоб визначити строк служби конічних підшипників ковзання універсальної розчинозмішувальної установки мобільного типу УРЗ-3,8 необхідно дослідити вплив діючих на них навантажень, що виникають під час приготування (перемішування) та видачі будівельного розчину.

Виклад основного матеріалу. Визначимо величину спрацювання цапфи і вставки, із яких складається регульований конічний підшипник ковзання, під дією радіального та вісьового зусиль. При цьому будемо користуватись розрахунковою схемою, яку подано на рис. 2.

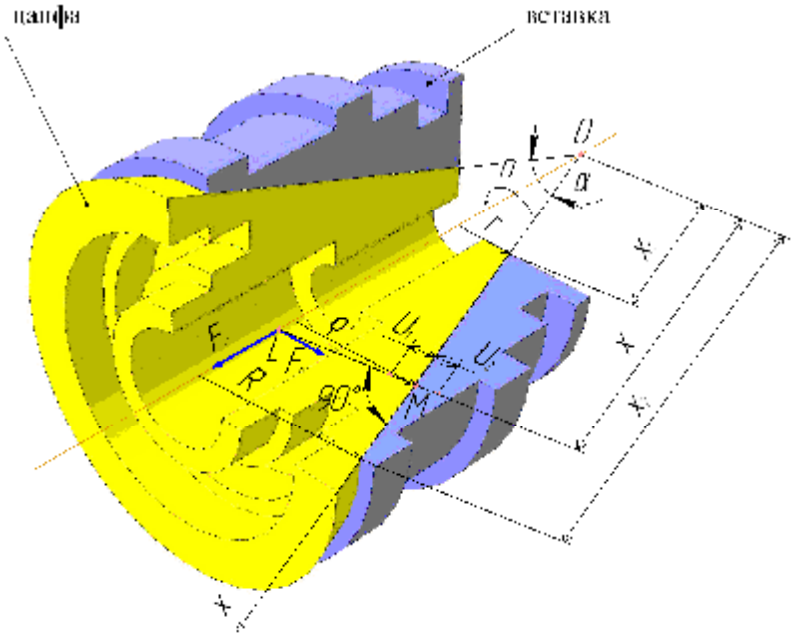


Рис.2. Розрахункова схема до визначення величини зносу

Лінійний закон зносу в умовах сухого та граничного тертя має наступний вид:

$$g = k \cdot p \cdot V, \qquad (1)$$

де g – швидкість зносу; k – характеристика зносу матеріалу спряженої деталі; V – швидкість ковзання:

$$V = 2p \cdot r \cdot n, \qquad (2)$$

r – відстань від осі обертання до довільної точки М, що знаходиться на поверхні тертя, тобто твірній конуса

$$r = x \cdot cos\left(90^0 - \frac{a}{2}\right) = x \cdot sin\frac{a}{2}, \qquad (3)$$

x – відстань від вершини конуса до точки М; n – частота обертання вставки.

Для розрахунків приймаємо лінійну залежність між величиною зносу U та часом зносу t, тоді:

$$g = \frac{U}{t} = const. \qquad (4)$$

Основною характеристикою зносу деталі є лінійний знос, виміряний за нормаллю (відрізок LM на рисунку) до поверхні тертя.

Знос спряження характеризується параметром U_{1-2}. Це величина відносного зближення зношених вставки і цапфи у осьовому напрямі. Сума їх зносів, що виміряна у напрямі осьового зближення, повинна бути постійною і дорівнювати зносу всього спряження:

$$U_1 + U_2 = U_{1-2} = const. \qquad (5)$$

Це співвідношення називають умовою дотику тіл, так як воно характеризує важливу особливість протікання зносу спряження: при будь-якій формі зношеної поверхні деталей спостерігається повний контакт спряжених поверхонь.

Для любої точки буде виконуватись рівняння:

$$U_{1-2} = \frac{U_1 + U_2}{\cos\left(90^0 - \frac{a}{2}\right)} \text{ або } g_{1-2} = \frac{g_1 + g_2}{\cos\left(90^0 - \frac{a}{2}\right)}, \quad (6)$$

де $\left(90^0 - \frac{a}{2}\right)$ – кут між нормаллю LM та напрямом взаємного зближення вставки з конусом.

Виразимо швидкості зносу спряжених поверхонь наступним чином:

$$\begin{aligned} g_1 &= k_1 \cdot p \cdot 2p \cdot r \cdot n = k_1 \cdot p \cdot 2p \cdot x \cdot \sin\frac{a}{2} \cdot n; \\ g_2 &= k_2 \cdot p \cdot 2p \cdot r \cdot n = k_2 \cdot p \cdot 2p \cdot x \cdot \sin\frac{a}{2} \cdot n \end{aligned} . \quad (7)$$

Враховуючи формулу (7) запишемо (6) наступним чином:

$$g_{1-2} = \frac{g_1 + g_2}{\sin\frac{a}{2}} = 2p \cdot n \cdot p \cdot (k_1 + k_2) \cdot x . \quad (8)$$

З формули (8) виразимо значення р:

$$p = \frac{1}{x} \cdot \frac{g_{1-2}}{2p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)}. \quad (9)$$

Знайдемо залежність між силами F_r, F_a та тиском p, що розподілений по поверхні тертя:

$$F_r = \int\limits_{A_1} p \cdot \cos\frac{a}{2} \cdot dA_1 = \int\limits_{x_1 \cdot \cos\frac{a}{2}}^{x_2 \cdot \cos\frac{a}{2}} p \cdot \cos\frac{a}{2} \cdot 2 \cdot tg\frac{a}{2} \cdot x \cdot \cos\frac{a}{2} \cdot dx =$$

$$= \int\limits_{x_1 \cdot \cos\frac{a}{2}}^{x_2 \cdot \cos\frac{a}{2}} p \cdot \cos\frac{a}{2} \cdot 2 \cdot \sin\frac{a}{2} \cdot x \cdot dx = \int\limits_{x_1 \cdot \cos\frac{a}{2}}^{x_2 \cdot \cos\frac{a}{2}} p \cdot \sin a \cdot x \cdot dx =$$

$$= \sin a \int\limits_{x_1 \cdot \cos\frac{a}{2}}^{x_2 \cdot \cos\frac{a}{2}} \frac{1}{x} \cdot \frac{g_{1-2}}{2p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot x \cdot dx = \frac{g_{1-2}}{2p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \sin a \int\limits_{\frac{r}{\sin\frac{a}{2}} \cdot \cos\frac{a}{2}}^{\frac{R}{\sin\frac{a}{2}} \cdot \cos\frac{a}{2}} dx =$$

$$= \frac{g_{1-2}}{2p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \sin a \cdot \int\limits_{\frac{r}{tg\frac{a}{2}}}^{\frac{R}{tg\frac{a}{2}}} dx = \frac{g_{1-2}}{2p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \sin a \cdot \frac{(R-r)}{tg\frac{a}{2}} =$$

$$= \frac{g_{1-2} \cdot (R-r)}{p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \cos^2\frac{a}{2}. \qquad (10)$$

$$F_a = \int\limits_{A_2} p \cdot \cos\left(90^0 - \frac{a}{2}\right) \cdot dA_2 = \int\limits_{A_2} p \cdot \sin\frac{a}{2} \cdot dA_2 = \int\limits_{x_1}^{x_2} p \cdot \sin\frac{a}{2} \cdot 2p \cdot r \cdot dx =$$

$$= \int\limits_{x_1}^{x_2} p \cdot \sin\frac{a}{2} \cdot 2p \cdot x \cdot \sin\frac{a}{2} \cdot dx = 2p \cdot \sin^2\frac{a}{2} \cdot \int\limits_{x_1}^{x_2} p \cdot x \cdot dx =$$

$$= 2p \cdot \sin^2\frac{a}{2} \cdot \int\limits_{x_1}^{x_2} \frac{1}{x} \cdot \frac{g_{1-2}}{2p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot x \cdot dx = \frac{g_{1-2}}{n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \sin^2\frac{a}{2} \cdot \int\limits_{\frac{r}{\sin\frac{a}{2}}}^{\frac{R}{\sin\frac{a}{2}}} dx =$$

$$= \frac{g_{1-2}}{n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \sin^2\frac{a}{2} \cdot \left(\frac{R-r}{\sin\frac{a}{2}}\right) = \frac{(R-r) \cdot g_{1-2}}{n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \sin\frac{a}{2}. \qquad (11)$$

Зменшення кута a зменшує величину осьового навантаження і збільшує радіальне. Виразимо результуюче зусилля:

$$F_\Sigma = \sqrt{\left(\frac{(R-r) \cdot g_{1-2}}{n \cdot (k_1 + k_2)}\right)^2 \cdot \sin^2\frac{a}{2} + \left(\frac{g_{1-2} \cdot (R-r)}{p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)}\right)^2 \cdot \cos^4\frac{a}{2}} =$$

$$= \frac{(R-r) \cdot g_{1-2}}{n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \sqrt{\sin^2\frac{a}{2} + \frac{1}{p^2}\cos^4\frac{a}{2}}. \qquad (12)$$

Виразимо з формули (12) значення швидкості зносу:

$$g_{1-2} = \frac{F_\Sigma \cdot n \cdot (k_1 + k_2)}{(R-r) \cdot \sqrt{\sin^2 \frac{a}{2} + \frac{1}{p^2} \cos^4 \frac{a}{2}}}. \quad (13)$$

Виразимо значення тиску, враховуючи (9) та (13):

$$p = \frac{1}{x} \cdot \frac{1}{2p \cdot n \cdot (k_1 + k_2)} \cdot \frac{F_\Sigma \cdot n \cdot (k_1 + k_2)}{(R-r) \cdot \sqrt{\sin^2 \frac{a}{2} + \frac{1}{p^2} \cos^4 \frac{a}{2}}} =$$

$$= \frac{1}{x} \cdot \frac{F_\Sigma}{2p \cdot (R-r) \cdot \sqrt{\sin^2 \frac{a}{2} + \frac{1}{p^2} \cos^4 \frac{a}{2}}}. \quad (14)$$

Підставивши (14) в (7), враховуючи (4) отримаємо:

$$U_1 = k_1 \cdot p \cdot 2p \cdot x \cdot \sin \frac{a}{2} \cdot n \cdot t = \frac{F_\Sigma \cdot k_1 \cdot \sin \frac{a}{2} \cdot n \cdot t}{(R-r) \cdot \sqrt{\sin^2 \frac{a}{2} + \frac{1}{p^2} \cos^4 \frac{a}{2}}},$$

$$U_2 = k_2 \cdot p \cdot 2p \cdot x \cdot \sin \frac{a}{2} \cdot n \cdot t = \frac{F_\Sigma \cdot k_2 \cdot \sin \frac{a}{2} \cdot n \cdot t}{(R-r) \cdot \sqrt{\sin^2 \frac{a}{2} + \frac{1}{p^2} \cos^4 \frac{a}{2}}}. \quad (15)$$

Висновки та перспективи подальших досліджень. Таким чином, нами визначено величину зносу спряжених деталей конічного підшипника ковзання від дії на них не лише вісьового, але й радіального навантаження, записано вираз для результуючого зусилля. Аналізуючи певні співвідношення, можна зробити висновок, що тиск на поверхні тертя підшипника розподіляється за гіперболічною залежністю. Впливаючи на геометрію конічних цапфи і вставки при заданих навантаженнях можна змінити термін служби підшипника, досягнути найбільш сприятливого співвідношення між F_a і F_r. Необхідно призначити для виготовлення деталей тертя підшипникового вузла матеріал стійкий до спрацювання, або надати поверхневим шарам цапфи і вставки підвищених зносостійких властивостей шляхом застосування методів поверхневого зміцнення. Наприклад, застосувати метод газополум'яного напилення самофлюсуючогося твердосплавного порошку на основі нікелю марки ПГ-10Н-01. Невід'ємною складовою подальших досліджень є розроблення випробувального стенду та проведення серії експериментів по визначенню спрацювання деталей спряження ваговим методом. Порівняння теоретичних і практичних результатів між собою.

Перелік літератури: 1. Онищенко А.Г., Васильев А.В., Попов С.В. Новые машины для механизации отделочных работ в строительстве // Строительные и дорожные машины. – 2006. – №1. – С.7-9. **2.** Онищенко О.Г., Попов С.В. Регульовані конічні підшипники ковзання мобільної розчинозмішувальної установки УРЗ-3,8 // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2006. – №1. – С.45-47. **3.** Онищенко О.Г. Розчинозмішувальна установка УРЗ-04. / О.Г. Онищенко, С.В. Попов, В.У. Уст'янцев // Збірник наукових праць (галузеве машинобудування, будівництво) / Полтав. нац. техн. ун-т ім. Ю. Кондратюка. – Полтава: ПолтНТУ, 2005. – Вип. 15. – С.3-7. **4.** Польцер Г.,

Майсснер Ф. Основы трения и изнашивания / Пер. с нем. О.Н. Озерского, В.Н. Пальянова; Под ред. М.Н. Добычина – М.: Машиностроение, 1984. – 264 с. **5.** Невков В. Влияние температуры на терние и износ: Материалы доклада на Всесоюзной конференции "Природа трения твердых тел". Гомель, 1969 г. **6.** Крагельский И.В. Аналитические зависимости применительно к расчету сил трения. – В кн.: О природе трения твердых тел. Т.3. Минск: Наука и техника, 1969, С.33-55. **7.** Фляйшер Г. К вопросу о количественном определении трения и износа. – В кн.: Теоретические и прикладные задачи трения, износа и смазки машин. М.: Наука, 1982, С.285-296.

Сдано в редакцию 18.04.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ОБРАТНАЯ ЗАДАЧА ТЕРМОМЕХАНИКИ СКОРОСТНОГО НАГРЕВА ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКИ С УЧЕТОМ ТЕРМИЧЕСКОЙ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ МАТЕРИАЛА

Постольник Ю.С., Кондрашева О.А., Кабаков А.М.
(ДГТУ, г. Днепродзержинск, Украина)

The reverse nonlinear task of applied thermo-mechanics on determination maximum of the possible mode of the speed heating of cylinder from the positions of thermo-strength is decided by means of the method of equivalent sources.

1. Введение. В настоящее время проблемы прикладной механики приобретают все большую активность не только для передовых отраслей техники (реактивной, газо-, турбо-ракето- и реакторостроения), но и для традиционных энергоемких производств прежде всего металлургии и машиностроения. При этом технические условия зачастую требуют интенсификации тепловых технологических или эксплуатационных режимов. Между тем чрезмерное повышение рабочих температур и сокращение продолжительности нагрева может явиться причиной трещинообразований, обусловленных недопустимо большими температурными напряжениями. Именно этим объяснима все возрастающая необходимость оптимального разрешения противоречий во взаимосвязи энергозатрат, времени термообработки, качества и термопрочности объекта.

2. Состояние вопроса. Теория оптимального управления (ТОУ) ведет свое начало с решения ряда прикладных задач, описывающихся системами обыкновенных дифференциальных уравнений, соответствующих физическим моделям с сосредоточенными параметрами. Для решения таких задач обычно применяют или принцип максимума Л.Г. Понтрягина или метод динамического программирования Р. Беллмана.

Дальнейшее развитие ТОУ связано с рассмотрением систем с распределенными параметрами. Здесь уже математическая модель (ММ) содержит дифференциальные уравнения в частных производных, которые более адекватны различным реальным физическим процессам.

В ряде работ по ТОУ тепловыми процессами (например, [1]) дана классификация задач и методов, а также обзор важнейших направлений исследований в этой области. Это направление науки включает и задачи оптимизации управления тепловыми процессами по быстродействию (ЗОУТПБ). В металлургической и машиностроительной теплотехнике на подобных задачах строится теория экономического нагрева металла [2].

Таким образом, необходимость получения решений таких задач диктуется потребностями современной техники. Но сложность решения ЗОУТП требует привлечения математического аппарата, выходящего за рамки инженерной практики. Кроме того, большинство исследований в области управления системами с распределенными параметрами предусматривает конечной целью многоступенчатое релейное управление, которому присущи известные недостатки. Это, во-первых, быстрое сближение моментов переключения, что мало приемлемо к массивным объектам, имеющим значительную тепловую инерцию. Во-вторых, релейное управление предусматривает постоянство ограничивающих параметров, которые в действительности, как правило, нестационарны.

Во Львовской термомеханической школе в 70-е годы прошлого века зародился [3, 4] оригинальный подход к решению проблемы, предусматривающей организацию скоростного нагрева по скользящему режиму, означающему последовательное ведение процесса на пределах возможностей нагревателя и прочностных возможностей тела. Этот подход был назван [5, 6] методом последовательных предельных режимов (МППР). Такая постановка ЗОУТПБ позволила получить качественно новое (двухступенчатое) управление вместо многоступенчатого (релейного).

3. Постановка ЗОУТПБ для цилиндра. В работах [3, 4] рассматривались линейные ЗОУТПБ для тел базовой формы (ТБФ; пластина, цилиндр, шар). Теплофизические характеристики материала принимались неизменными, а допускаемое напряжение $[s]$ аппроксимировалось линейной функцией температуры. Между тем явления ползучести и релаксации при заметном повышении температуры приводят к резкому снижению допускаемых напряжений, что делает линейную температурную зависимость $[s]$ мало приемлемой. Термическая чувствительность материала также заметно влияет на протекание процесса. Учитывая все это, предположим, что управление скоростным нагревом свободного длинного цилиндра осуществляется в условиях осесимметричного конвективного теплообмена:

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\bar{l}(q)r\frac{\partial q}{\partial r}\right]=\bar{C}(q);\ q(r,0)=q_0=0; \tag{1}$$

$$\bar{l}(q)\frac{\partial q}{\partial r}\bigg|_{r=1}=Bi[q_C(t)-q_{\Pi}(t)];\ \frac{\partial q}{\partial r}\bigg|_{r=0}=0. \tag{2}$$

Требуется установить такую функцию управления (температуру нагревателя) $q_C(t)$, удовлетворяющую условию:

$$q_C(t)\le 1, \tag{3}$$

которая при ограничениях на температурные напряжения (условия термопрочности – УТП):

$$\max|\bar{s}(r,t)|\le[\bar{s}(q)], \tag{4}$$

за кратчайший отрезок времени t_* переведет цилиндр из начального температурного состояния $q_0=0$ в конечное $q(r,t_*)=q_*(r)$ с максимальной температурой (цель нагрева):

$$\max q_*(r)=q_{\Pi}^*\le 1. \tag{5}$$

Здесь введены безразмерные величины:

$$\left.\begin{array}{l} q(r,t)=\dfrac{[T(r,t)-T_0]}{\Delta\bar{T}_C};q_C(t)=\dfrac{[T_C(t)-T_0]}{\Delta\bar{T}_C};\Delta\bar{T}_C=T_C^{\max}-T_0; \\ r=\dfrac{r}{R};t=\dfrac{at}{R^2};Bi=\dfrac{a_kR}{l_0};\bar{s}=\dfrac{s}{K_s};K_s=\dfrac{a_TE\Delta\bar{T}_C}{1-n} \end{array}\right\}. \qquad (6)$$

Как показали исследования [7], из теплофизических (l,c,g) и механических (a_T,E,n) характеристик материала наиболее существенное влияние оказывает переменность коэффициента теплопроводности $l(T)$.

Учитывая это, а также УТП (4), примем:

$$l(T)=l_0+d_l(T-T_0)=l_0\cdot\bar{l}(q);\ \bar{l}(q)=1+e_lq;\ e_l=\frac{d_l\Delta\bar{T}_C}{l_0}; \qquad (7)$$

$$\left.\begin{array}{l} [s(T)]=[s]_0-d_1(T-T_0)-d_2(T-T_0)^2; \\ [\bar{s}(q)]=[\bar{s}]_0-e_1q-e_2q^2;e_1=\dfrac{d_1\Delta\bar{T}_C}{K_s};e_2=\dfrac{d_2\Delta\bar{T}_C{}^2}{K_s} \end{array}\right\}. \qquad (8)$$

Трехосное термонапряженное состояние осесимметрично нагреваемого цилиндра определяется известным (например, [10]) решением соответствующей задачи термоупругости:

$$\bar{s}_r=\int_0^1 qrdr-\frac{1}{r^2}\int_0^r qrdr;\ \bar{s}_j=\int_0^1 qrdr+\frac{1}{r^2}\int_0^r qrdr-q(r,t);\ \bar{s}_z=2\int_0^1 qrdr-q(r,t). \qquad (9)$$

Заметим, что, во-первых, сжимающие напряжения, действующие на поверхности ($r=1$), по модулю большие растягивающих напряжений в центре ($r=0$); во-вторых, для более нагретой поверхности допускаемые напряжения меньше, чем для менее нагретой центральной зоны. Поэтому ограничимся обеспечением выполнения условия термопрочности на сжатие, принимая при этом третью теорию прочности:

$$s_{red}=s_1-s_3\le[s], \qquad (10)$$

где при $r=1$;

$$\bar{s}_1=\bar{s}_r=0;\ \bar{s}_2=\bar{s}_3=-\left[q_{II}(t)-2\int_0^1 qrdr\right]. \qquad (11)$$

Подставляя (8) и (11) в (10), получаем следующее УТП:

$$(1+e_1)q_{II}(t)+e_2q_{II}^2(t)-2\int_0^1 q(r,t)rdr\le[\bar{s}]_0. \qquad (12)$$

4. Решение ЗОУТПБ нагрева цилиндра. При решении поставленной задачи в качестве метода-организатора управления использован МППР В.М. Вигака, а в качестве метода-реализатора процесса решения – МЭИ Ю.С. Постольника (метод эквивалентных источников [5, 9]) в рамках известной [11] модели термического слоя (МТС), расчленяющей процесс теплопроводности на два этапа: инерционный

($0 \le t \le t_0$; $b(t) \le r \le 1$; $b(t)$ – непрогретая зона; $l(t) = 1 - b(t)$ – прогретый (термический) слой) и упорядоченный ($t_0 \le t \le t_*$; $0 \le r \le 1$).

Так как основной целью исследования является установление безопасного скоростного режима управления процессом, то приведем результаты, касающиеся этих вопросов.

1-ая ступень ($0 \le t \le t_1$, $\max|\bar{s}| \le [\bar{s}(q)]$). Процесс нагрева ведем в предельном режиме (3) $q_{C1}(t) = 1$ до момента t_1, когда напряжения на поверхности $r = 1$ достигнут величины допускаемых. Это, как правило, происходит в инерционный период ($t_1 \le t_0$). На этом быстротечном этапе изменением $l(q)$ пренебрегаем ($e_l = 0$).

Глубина прогрева $l(t_1) = l_1$ определяется алгебраическим уравнением:

$$l_1^4 + \frac{2(1-2Bi)}{Bi} l_1^3 - \frac{2}{Bi}\left[4 - 3\left(1 + e_1 + e_2 - [\bar{s}]_0\right)Bi\right] l_1^2 + \frac{12}{Bi}\left(1 + e_1 - 2[\bar{s}]_0\right) l_1 = \frac{24[\bar{s}]_0}{Bi^2} \qquad (13)$$

Время t_1 переключения на вторую ступень вычисляем по формуле [7]:

$$t_1 = \left| l_1^2 + 4l_1 / Bi - \left(8 / Bi^2\right) \ln\left(1 + Bi l_1 / 2\right) \right| / 24. \qquad (14)$$

2-ая ступень ($t_1 \le t \le t_2$). Процесс ведем (согласно МППР) в режиме предельно допустимого термонапряженного состояния (ТНС) (равенство (12)). Опуская здесь рассмотрение окончания инерционного этапа ($t_1 \le t \le t_0$), приведем формулы для определения управляющей функции на основной части второй ступени и времени t_2 ее завершения:

$$q_{C2}(t) = q_{2\Pi}(t) - \frac{3[1 - e_l q_{2\Pi}(t)]}{e_l Bi}\left\{1 - \sqrt{1 + 8e_l \frac{[\bar{s}]_0 - e_1 q_{2\Pi}(t) - e_2 q_{2\Pi}^2(t)}{3[1 - e_l q_{2\Pi}(t)]^2}}\right\}, \qquad (15)$$

где ,

$$q_{2\Pi}(t) = D_e\left\{1 - \left(1 - \frac{q_{2\Pi}^0}{D_e}\right)\exp\left[-\frac{24e_1}{3 + 4e_1}(t - t_0)\right]\right\}; \qquad (16)$$

$$\left.\begin{aligned} &D_e = \frac{(3 + 4e_1)[\bar{s}]_0}{[3 + 4(e_1 - e_l)]e_1}; t_0 = \left[1 + \frac{4}{Bi} - \frac{8}{Bi^2}\ln\left(1 + \frac{Bi}{2}\right)\right] / 24; \\ &q_{2\Pi}^0 = f_{21}(t_0)/2 - e_l f_{21}^2(t_0)/8; \\ &f_{21}(t_0) = \frac{(1 + 2e_1) - \sqrt{8[\bar{s}]_0[(2/3 + e_1)e_l - 2e_2]}}{(2/3 + e_1)e_l - 2e_2}. \end{aligned}\right\} \qquad (17)$$

Заканчивается вторая ступень в момент $t = t_2$, который определяется условием $q_{C2}(t_2) = 1$. Например, при $e_2 = 0$:

$$t_2 = t_0 + \frac{3 + 4e_1}{24e_1} \ln \frac{[\bar{s}]_0 - e_1 q_{2\Pi}^0}{[\bar{s}]_0 - e_1 \bar{q}_{2\Pi}}, \qquad (18)$$

где $\bar{q}_{2П} = q_{2П}(t_2)$ находим из условия $q_{C2}(t_2) = 1$ (15).

3-я ступень ($t_2 \le t \le t_3$; $q_{П3}(t) \le q^*$). Если температура поверхности не достигла требуемого значения $q_П^*$ (5), то назначается третья ступень, которая ведется снова на предельном режиме нагревателя $q_{C3} = 1$.

Согласно решению МЭИ соответствующей краевой задачи теплопроводности (1), (2) ($q_C = 1$) температура поверхности определяется трансцендентным уравнением:

$$\ln\frac{1-q_{3П}(t)}{1-q_{3П}^0} + \frac{3\varepsilon_l\left[q_{3П}(t)-q_{3П}^0\right]}{3(1+\varepsilon_l)+Bi}, \qquad (19)$$

где , $q_{3П}^0 = q_{2П}(t_2) = \bar{q}_{2П}$.

Полагая в (19) $q_{3П}(t_*) = q_П^*$, находим время $t_3 = t_*$ окончания скоростного нагрева:

$$t_* = t_2 - \frac{\varepsilon_l\left(q_П^* - q_{3П}^0\right)}{2Bi} + \frac{3(1+\varepsilon_l)+Bi}{6Bi}\ln\frac{1-q_{3П}^0}{1-q_П^*}. \qquad (20)$$

Выводы. Как известно, механика твердого деформированного тела (МТДТ) включает в себя три вполне самостоятельные науки: теорию упругости, теорию пластичности и сопротивление (механику) материалов. При этом целью первых двух является исследование напряженно-деформируемого состояния тел различной формы под влиянием наперед заданных внешних воздействий независимо от физической сути их побудителей (гравитационных, электромагнитных, акустических, тепловых и др.). Это основная (прямая) задача МТДТ.

Этими же вопросами, но на более упрощенном (инженерном) уровне занимается и сопротивление материалов. Однако главная цель этой сугубо прикладной науки – обеспечение прочности будущего объекта: по наперед заданным (допускаемым) напряжениям определить или требуемые размеры детали под известную нагрузку или предельную нагрузку, которую способна выдержать деталь заданной геометрии. Это уже обратная задача МТДТ. Теория упругости в принципе такие задачи не решает, так как состояние разрушения, исследование его причин, установление необходимых запасов прочности находятся вне зоны ее действия. И то, что сопротивление материалов иногда использует уточненные решения теории упругости, ничего не меняет в отмеченном «распределении обязанностей». Просто с развитием техники и повышением требований к точности расчетов сопротивление материалов расширяет свои методы и возможности. Уточняется и название этой инженерной науки [12, 13].

Все это в равной мере относится и к термомеханике: прямые задачи термоупругости – исследование напряженно-деформированного состояния объекта при известном его температурном состоянии. Если же в исследованиях и расчетах используется условие термопрочности – то это уже относится к обратным задачам прикладной термомеханики (ОЗПТМ). И не правомерно употреблять в этом случае термин «обратная задача теплопроводности» с неклассическим граничным условием в виде условия термопрочности [1…3].

Рассмотренная здесь частная ЗОУТПБ и является наглядным примером обратной задачи прикладной термомеханики по установлению режима температурного

нагружения, обеспечивающего скоростной нагрев с соблюдением условий термопрочности.

Полученные формулы легко поддаются компьютеризации, что способствует их практическому применению.

Список литературы: **1.** Бутковский А.Г., Малый С.А., Андреев Ю.Н. Управление нагревом металла. М.: Металлургия, 1981, 439с. **2.** Малый С.А. Экономический нагрев металла. М.: Металлургия, 1961, 180с. **3.** Вигак В.М. Оптимальное управление нестационарными температурными режимами. Киев: Наук. думка, 1979, 359с. **4.** Вигак В.М. Управление температурными напряжениями и перемещениями. Киев: Наук. думка, 1988, 312с. **5.** Постольник Ю.С. Возможности МЭИ в решении ЗОУТПБ//«Обратные задачи и идентификация процессов теплообмена». Всесоюзный семинар. Москва, сентябрь 1987. М.: МАИ, 1988. С.204-205. **6.** Тимошпольский В.И., Постольник Ю.С., Андрианов Д.Н. Теоретические основы теплофизики и термомеханики в металлургии. – Мн.: Бел. навука, 2005. – 560 с. ISBN 985-08-0622-2. **7.** Постольник Ю.С. Приближенные методы исследований в термомеханике – К. – Донецк: Вищ. школа, Головн. изд-во, 1984 – 158с. **8.** Постольник Ю.С., Огурцов А.П. Нелінійна прикладна термомеханіка – К.: НМЦ ВО МОНУ, 2000 – 280с. ISBN 5-7763-2753-9. **9.** Постольник Ю.С., Огурцов А.П. Металургійна термомеханіка.– Дніпропетровськ: Системні технології, 2002. – 633 с. ISBN 966-7316-69-6. **10.** Коваленко А.Д. Основы термоупругости – К.: Наук. думка, 1970 – 307с. **11.** Лыков А.В. Методы решения нелинейных уравнений нестационарной теплопроводности//Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. 1971. № 5. – С. 109-150. **12.** Тимошенко С.П., Гере Дж. Механика материалов. М.: Мир, 1976. 669с. **13.** Филин А.П. Прикладная механика твердого деформированного тела. В 3-х томах. М.: Физматгиз, 1975. т.1. 832с.; 1978. т.2. 616с; 1981. т.3. 480с.

Сдано в редакцию 29.05.06
Рекомендовано д.т.н. Параскив Д.

СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД К ФОРМИРОВАНИЮ МНОЖЕСТВА ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ПРИЗНАКОВ МАШИН

Проволоцкий А.Е., Кадильникова Т.М. (***НМетАУ, г. Днепропетровск, Украина)***

In the given job the technique of formation of numerous structural parameters for diagnostic researches of machines is given. The grids for structural parameters of bridges of the electrical crane are constructed, the recommendations for construction of his information model are given.

Реализация системы диагностирования затруднена скоротечностью рабочих процессов в двигателях машин и запоздалой оценкой их технического состояния. Эти обстоятельства определяют оптимальный выбор множества диагностических параметров с последующей его минимизацией, разбиением на подмножества, расширением исходного множества и дальнейшими разбиениями [1].

Практическая реализация процесса диагностирования возможна при его дифференциации: четком представлении в определенные моменты времени какие из диагностических параметров являются определяющими и второстепенными, как с течением времени меняется их информативность; какие «помехи» создают чувствительные элементы и оборудование, входящее в измерительную систему и аппаратно-программный комплекс; какая суммирующая погрешность возникает при измерении диагностических величин.

Для конкретной машины (или класса машин) необходимо предварительное математическое моделирование самой машины и режимов ее работы с целью выбора множества постоянно меняющихся во времени диагностических параметров, технических средств для освидетельствования, а также построения своей информационной модели и определения мест расположения чувствительных элементов для экспериментальных исследований [2].

Для достижения конечной цели диагностирования – введения диагностической системы в действие первостепенное значение приобретает выбор структурных параметров и анализ динамики их изменения. До тех пор пока они постоянны или изменяются незначительно, система оптимально функционирует.

Машина, как система подразделяется на четыре типа взаимосвязанных подсистем, различающихся между собой элементным составом и межэлементными связями.

Подсистема первого уровня состоит из агрегатов, аппаратов и механизмов, в которых происходит законченный цикл преобразования и передачи энергии. Связи, возникающие при этом – энергетические, с обобщенным параметром Q_i.

Подсистема второго уровня – отдельный агрегат, устройство или механизм; связи, возникающие при этом – механические. Обобщенный структурный параметр S_j характеризует положение и движение подсистем и определяется обобщенными координатами механической системы.

Подсистема третьего уровня – отдельные детали; связи – молекулярные; обобщенный структурный параметр L_k. Нарушение этих связей приводит к появлению в конструкционном материале трещин, эрозионных и коррозионных повреждений.

Подсистема четвертого уровня – масляно-смазочные материалы с обобщенным коэффициентом g_m. Связи, возникающие при этом, классифицируются как вязкие.

В результате взаимодействия подсистем интенсифицируются процессы усталости и износа в конструктивных элементах, что приводит к возникновению и раскрытию трещин, повышенному износу сопрягаемых деталей и изменению геометрии проточных частей машин.

Техническое состояние машины известно, если известны значения каждого из структурных параметров Q_i, S_i, L_k, g_m, т.е. задано n-мерное признаковое множество

$W = W(Q_i, S_i, L_k, g_m), (n = 1 + j + k + m)$. Поскольку структурные параметры могут измеряться в различных единицах и меняться в разных диапазонах, то приобретает большое значение моделирование их взаимодействия. Эффективным способом моделирования дискретных процессов являются сетки Петри.

Формально сетка Петри N может быть задана в виде следующей пятерки элементов [3]:

$$N = (P, T, F, H, m_0),$$

где $p = (p_1, p_2, ...p_n)$ – конечное непустое множество позиций (каждый структурный параметр занимает свою позицию); $T = \{t_1, t_2, ...t_m\}$– конечное непустое множество переходов; $F = \{0;1\}$– функция, которая определив предусловия осуществления переходов, назначает входное множество позиций; $H = \{0;1\}$– функция, которая назначает каждому переходу выходное множество позиций (0– информативность структурного параметра менее 0,5; 1– более 0,5); m_o – начальная маркировка (количество маркеров в позиции p_i сетки).

В зависимости от конкретизации объекта и целей диагностики могут изучаться:
1) амплитудно-частотные характеристики колебаний основных узлов и механизмов машины;
2) соответствие режима колебаний действующим техническим и санитарным нормативам;
3) величина динамического прогиба стержневых элементов;
4) характер и величины трещинообразований узлов и механизмов ;
5) величина, равномерность и скорость деформаций отдельных узлов;
6) конструктивные особенности машин;
7) температурный режим работы и другие особенности эксплуатации.

Для каждого объекта должна быть разработана диагностическая модель, которая содержит несколько диагностических гипотез в соответствии с выбранными критериями. Это позволяет проводить их мониторинг и давать прогноз оценки работоспособности машин в соответствии с целеуказанием и целеобеспечением [4].

При изучении мостовых электрических кранов исследуются такие параметры, как статический и динамический прогибы моста крана, деформации металлоконструкции, углы поворота выделенных элементов относительно своей оси (определенных в результате экспертного осмотра крана), натяжение грузового каната, напряжения в характерных точках металлоконструкции и другие параметры, характеризующие природу изменяемых физических величин (силовых, кинематических, геометрических). Измеряемыми величинами могут быть: глубина деформации элементов металлоконструкции, ускорения отдельных элементов грузового органа или грузового каната, углы Эйлера наклона грузового каната или грузового органа.

Структурные параметры мостового электрического крана определяются по результатам технических освидетельствований; их количество определяет число позиций в сетках Петри (рис.1).

В качестве исследуемых параметров, информативность которых вычисляется перед каждым возможным переходом в сетках Петри, выбираем следующие:

p_1 – напряжения в элементах моста крана ($s_м$);

p_2 – виброскорость элементов моста крана ($v_м$);

p_3 - амплитуда отклонений каната от своей оси в точке крепления груза (A);

p_4 – собственные частоты колебаний металлоконструкции крана (w);

p_5 - коэффициент нагружения крана (k_p).

p_6 - перегрев электродвигателя ($T_Д$);

p_7 - время тормозного пути крана (t);

p_8 - угол поворота каната с грузом относительно своей оси (y).

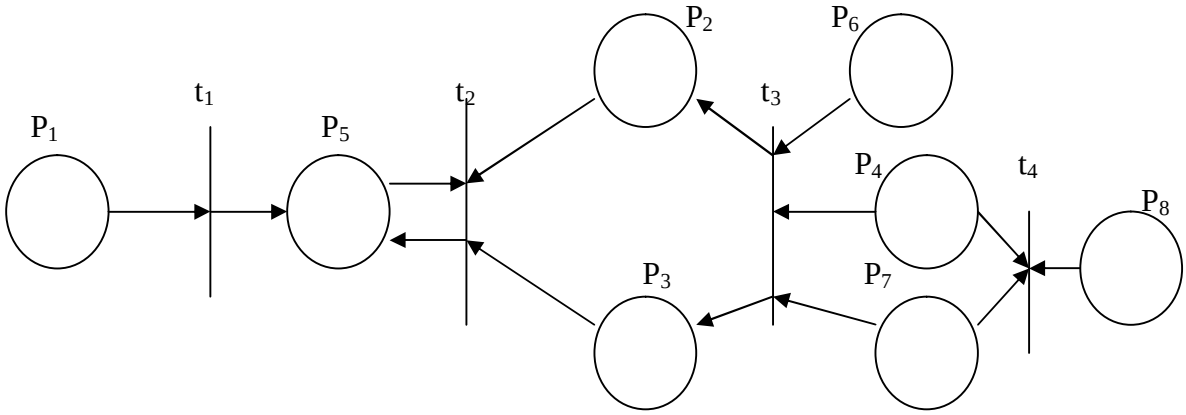


Рис.1. Сетка Петри структурных параметров мостового электрического крана.

Теоретико-множественное определение сетки Петри:

$$N = (P, T, F, H, m_0);$$

$$P = \{P_1, P_2, P_3, P_4, P_5, P_6, P_7, P_8\};$$

$$t = \{t_1, t_2, t_3, t_4\};$$

$$F(P_1, t_1) = 1;\ F(P_i, t_1) = 0 \text{ для } i = 2,3,4,5,6,7,8;$$

$$F(P_i, t_2) = 1 \text{ для } i = 2,3,5;\ F(P_i, t_2) = 0 \text{ для } i = 1,4,6,7,8;$$

$$F(P_i, t_3) = 1 \text{ для } i = 4,6,7;$$

$$F(P_i, t_3) = 0 \text{ для } i = 1,2,3,5,8;$$

$$F(P_i, t_4) = 1 \text{ для i=4,7,8};\ F(P_i, t_4) = 0 \text{ для i=1,2,3,5,6};$$

$$H(P_5, t_1) = 1;\ H(P_i, t_1) = 0 \text{ для } i = 1,2,3,4,6,7,8;$$

$$H(P_5, t_2) = 1\ H(P_i, t_2) = 0 \text{ для i=1,2,3,4,6,7,8};$$

$$H(P_i, t_3) = 1 \text{ для } i = 2,3;\ H(P_i, t_3) = 0 \text{ для i=1,4,5,6,7,8};$$

$$H(P_i, t_4) = 1 \text{ для } i = 4,7,8;\ H(P_i, t_4) = 0 \text{ для i=1,2,3,5,6};$$

$$m_0(P_2) = m_0(P_3) = m_0(P_5) = 1;$$

$$m_0(P_1) = m_0(P_4) = m_0(P_6) = m_0(P_7) = m_0(P_8) = 0.$$

$$\dot{t}_1 = \{P_1\};\ \dot{t}_2 = \{P_2, P_3, P_5\};\ \dot{t}_3 = \{P_4, P_6, P_7\};\ \dot{t}_4 = \{P_4, P_7, P_8\};$$

$$t_1^{\cdot} = \{P_5\};\ t_2^{\cdot} = \{P_5\}\ t_3^{\cdot} = \{P_2, P_3\}.$$

Для позиций p_2, p_3, p_5 сетка Петри ограничена, живучая и сохраняющая, следовательно, структурные параметры, помещенные в эти позиции можно считать диагностическим.

Выводы.

Измеряемые диагностические параметры выбираются из множества принципиально возможных параметров некоторого ограниченного количества (множества) для исследования информативности признаков, сформулированных на этих параметрах. На основании информативности признаков определяется окончательный состав измеряемых физических параметров, которые используются в дальнейшем для диагноза неисправных состояний. С усложнением современного оборудования и условий его эксплуатации повышаются требования к его надежности и, как следствие, возрастает число контролируемых параметров.

Использование математического моделирования делает возможным для конкретной машины (узла или механизма) определить совокупность показателей её технического состояния (диагностических параметров), соответствующих нормальному или оптимальному техническому состоянию.

Список литературы: 1. Пархоменко П.П., Сагомонян Е.С. Основы технической диагностики. М.: Энергия, 1981.- 320с. **2.** Проволоцкий А.Е., Кадильникова Т.М. Информационные и управляющие системы оценки технического состояния машин. Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Збірник наукових праць. Випуск 24.- 2005.- С.171-177. **3.** Питерсон Дж. Теория сетей Петри и моделирование систем.– М.: Мир, 1984.–325с. **4.** КадильниковаТ.М. Методология системного проектирования мониторинга сложных объектов. Будівельні конструкції. Збірник наукових праць.НДІБК. Выпуск 60. Київ, 2004, с.334-341.

Сдано в редакцию 2.06.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ПОЛИМЕР-АБРАЗИВНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л., Старостин Д.А.
(НМетАУ, г. Днепропетровск, Украина)

Повышение производительности процессов в машиностроении является ответственной задачей отрасли. В части обработки поверхностей деталей на финишных операциях это выражается в повышении производительности операций шлифования, полирования, доводки и др. При обработке поверхностей деталей полимер - абразивными инструментами вопрос повышения производительности стоит остро, т.к. практически отсутствуют практические рекомендации, касающиеся назначения оптимальных режимов

резания и следовательно нет рекомендаций по оптимизации их с целью получения максимальной производительности обработки.

В представленной работе ставится цель определить параметры, управление которыми позволит оптимизировать процесс обработки и повысить его производительность.

В ряде работ [1,2] было рассмотрено влияние основных технологических параметров на производительность обработки в зависимости от конструкционных особенностей инструмента, абразивности частиц, скорости обработки и др. Одним из важных показателей в рассматриваемом вопросе является площадь контакта инструмента и обрабатываемой поверхности т.к. именно от нее зависит объем снятого материала в единицу времени при одной и той же концентрации абразива в инструменте.

В процессе обработки волокно нагружается некоторой начальной нагрузкой, под воздействием которой оно изгибается. При снятии слоя полимера волокно контактирует с поверхностью по некоторому эллипсу, в работу вступают абразивные зерна, располагающиеся на поверхности этого эллипса. В момент обработки самими кончиками волокон – торцами – контакт волокна происходит по кругу, а работу совершают абразивные зерна, находящиеся на его поверхности [1].

Некоторая величина пятна контакта возникает в момент касания инструмента с обрабатываемой поверхностью, однако, эта величина существенно изменится после придания инструменту начальной деформации. Рассмотренные в литературе [3] конфигурации возможных пятен контакта возникающих при разных условиях обработки, существенно отличаются друг от друга своими размерами. Даже при условии, что количество волокон, участвующее в работе одинаково, при различных схемах обработки площадь образующегося пятна будет различна, а, следовательно, и будет разной и величина производительности.

Решение этой задачи зависит в первую очередь от вида обрабатываемой поверхности, от расположения полимер-абразивных волокон на поверхности инструмента (по окружности или по винтовой линии) и от угла наклона волокон к оси круга (либо угла подъема витков и их количества), так как именно эти параметры определяют характер контакта инструмента и обрабатываемой поверхности. Второй значимой величиной выступает величина начальной деформации инструмента, так как она определяет величину угла сектора контакта, возникающего при рассмотрении рабочих схем [1].

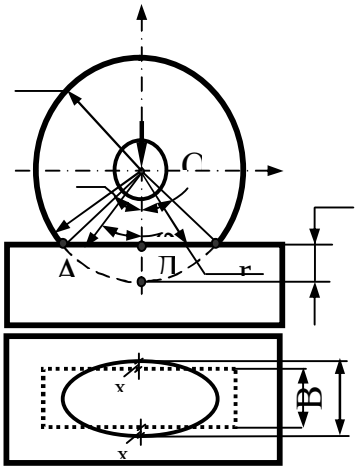


Рис. 1. Схема контакта плоской поверхности с эластичным кругом:

Указанные параметры наиболее значимы для искомого результата, поэтому в рамках этой работы не указываются иные параметры, влияние которых на определяемую величину меньше. Определение их не является не возможным или затруднительным. «Узким» местом поставленной задачи является неизвестный характер деформации рабочей части инструмента в торцевой плоскости и обрабатываемой поверхности [4]. При наличии начальной деформации происходит рассредоточение волокон, инструмент «распушивается», то есть часть волокон смещается относительно своего начального положения, инструмент наполняется пустотами, которые не участвуют в работе, но

занимают объем, делая этот параметр не пригодным для определения количества рабочих волокон в секторе контакта.

Понятие сектора контакта справедливо только при рассмотрении контакта в одной плоскости. В плоскости торца инструмента, там, где определяется ширина инструмента, распределение волокон так же происходит, но до конца не ясно, как геометрически определить величину, на которую уширяется инструмент [4]. Эта задача решается путем учета всех нагрузок, воздействующих на единичное рабочее волокно [4]. Выражения [4] учитывают все виды нагрузок, испытываемые отдельными волокнами на различных этапах обработки, и определяют величину прогиба волокна под их воздействием. Таким образом, зная величину прогиба волокна можно считать, что величина уширения инструмента равна двум прогибам его волокон (рис.1).

Непосредственного использования величины площади контакта в технологическом процессе не происходит, разве что при определении величины производительности. Управление величиной площади пятна контакта позволяет определить количество волокон, непосредственно участвующих в процессе резания в текущий момент времени, а, следовательно, управлять интенсивностью съема материала в единицу времени.

В представленной работе рассмотрены схемы для определения величины площади пятна контакта при обработке плоской и внутренней цилиндрической поверхности инструментом, волокна которого расположены под углом к оси инструмента или закреплены по винтовой линии на его поверхности.

Рассмотрим случай обработки плоской поверхности эластичным инструментом, волокна которого расположены на его рабочей поверхности под углом меньшим 90 градусов к оси вращения (рис.2). Известно [5], что площадь контакта инструмента цилиндрической формы с плоской поверхностью можно описать в первом приближении площадью эллипса.

На рисунке 1 представлена схема контакта эластичного полимер- абразивного цилиндрического круга с плоскостью. Под воздействием начальной нагрузки инструмент приобретает начальную деформацию h. Так как рабочие волокна имеют возможность смещаться относительно первоначального положения в двух направлениях, то при определении площади пятна контакта следует учитывать увеличение ширины круга, происходящее в одной из плоскостей.

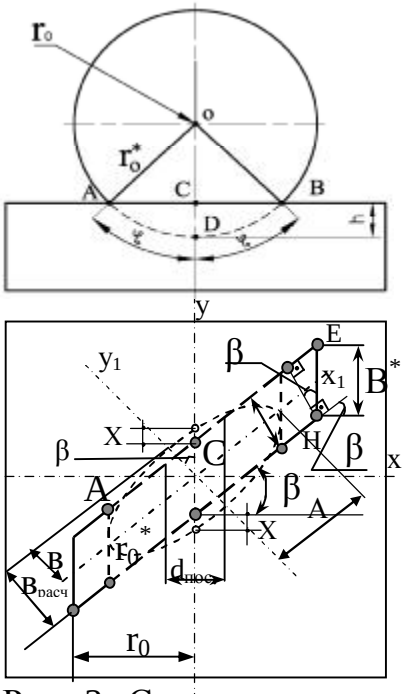


Рис. 3. Схема контакта эластичного инструмента и

На рисунке такое уширение обозначено как «x», принято допущение, что такое уширение происходит симметрично относительно оси симметрии. Таким образом, ширина круга B увеличивается на величину 2x, тогда величина B^*, которую следует учитывать становится равной B+2x, ее условно можно считать равной двум полуосям эллипса – 2b. Тогда площадь пятна контакта можно записать формулой [5]:

$$S_{элл.} = pAB = p\frac{\left(\sqrt{2r_0h - h^2}\right)\cdot B*}{2}, \quad (1)$$

где A и B – полуоси эллипса, r_o-свободный радиус круга (при отсутствии радиальной или окружной силы), мм, h – величина деформации основания

инструмента, устанавливаемая в зависимости от технологической схемы, мм, B^* - ширина круга после уширения, мм.

При контакте инструмента, с волокнами, которые располагаются под углом к оси вращения необходимо учесть величину угла β (рис.2). Угол β – это величина, на которую круг повернут относительно заготовки с сохранением прежней оси вращения. На рисунке 3 представлена схема, иллюстрирующая контакт такого инструмента с плоскостью.

Из схемы видно, что площадь контакта будет больше при расположении волокон под углом, чем при обычном исполнении инструмента из-за увеличения контактной опорной поверхности на величину cosβ. Для определения величины площади контакта используем тот же подход, что и при определении этой величины при контакте эластичного полимер - абразивного цилиндрического круга [5].

Для этого рассмотрим влияние угла β на рассматриваемые величины. Так, необходимо определить величины полуосей эллипса, контурами которого условно можно охватить пятно контакта. Такими осями исходя из схемы на рисунке 3 будут отрезок АС и ширина пятна, которую обозначим как $\frac{B_{расч.}}{2}$. Величина $B_{расч.}$, как видно из рисунка 3 равна:

$$B_{расч.} = \frac{B^* + 2x}{\cos b}, \qquad (2)$$

где B^*- ширина круга, измеренная по образующей цилиндрической поверхности инструмента,

2x- величина, на которую уширяется инструмент после придания ему начальной деформации под воздействием всех нагрузок.

Тогда полуось B равна:

$$B = \frac{B_{расч.}}{2} = \frac{B^* + 2x}{2\cos b}. \qquad (3)$$

Для определения B^* рассмотрим треугольник ЕНВ. В этом треугольнике гипотенуза ЕН это участок, равный B^*, катет ВН равен величине В, т.е. ширине круга, измеренной по перпендикуляру, опущенному из точки Н. Примем эту величину как известную для сравнения с обычными цилиндрическими кругами. Используя известные геометрические зависимости, определяем, что угол $\angle BHE$ равен углу $\angle b$. Тогда величину B^* можно записать как:

$$B^* = \frac{B}{\cos b}. \qquad (4)$$

Величина x определяется по методике, изложенной ранее [4,5]. Для определения второй полуоси эллипса – отрезка АС – рассмотрим треугольник ΔAOC. Из геометрических соотношений запишем:

$$AC = \frac{a}{2} = r_0^* \cdot \sin j_0, \qquad (5)$$

где a – хорда сегмента с опорным углом, равным $2\varphi_0$, r_0^* – радиус круга, учитывающий разворот круга на угол β.

$$r_0^* = \frac{r_0}{\cos b}, \qquad (6)$$

r_0 - радиус круга, мм.

Из треугольника ΔAOC определим $\cos j_0$:

$$\cos j_0 = \frac{AO - h}{AO} = \frac{r_0^* - h}{r_0^*}, \qquad (7)$$

где АО – радиус круга, учитывающий угол разворота и равный r_0^*.

Из треугольника ΔAOC определим $\sin j_0$:

$$\sin j_0 = \frac{AC}{AO} = \frac{r_0^* \cdot \cos b}{r_0^*} = \cos b\ . \qquad (8)$$

Из выражения (8) выявляется взаимосвязь между двумя важными технологическими показателями: углом контакта и углом разворота. Управляя значениями этих углов в указанной связи можно добиться максимальной величины площади контакта и максимальной производительности процесса обработки.

Площадь контакта определим по выражению:

$$S_{конт.} = p \cdot A \cdot B = p \cdot r_0^* \cdot \sin j_0 \cdot \frac{(B + 2x\cos b)}{2\cos^2 b} = p \cdot \frac{r_0 \cdot \sin j_0 \cdot (B + 2x\cos b)}{2\cos^3 b}. \qquad (9)$$

Рассмотрим контакт внутренней цилиндрической поверхности с кругом, волокна которого расположены под углом β к его оси. Зона резания образуется аналогично зоне резания при обработке плоской поверхности рассмотренной при контакте инструмента с плоскостью, с присущими для этого случая особенностями. Зона резания, образующаяся при контакте обрабатываемой заготовки с инструментом, представлена на рисунке 4.

При контакте с внутренней цилиндрической поверхностью, эластичный инструмент деформируется, в результате чего образуется площадка контакта, ограниченная опорным углом $2\varphi_0$, величина которого определяет условия обработки внутренней поверхности. Исходя из этого, для дальнейших аналитических преобразований первоначально необходимо определить величину этого угла с учетом деформации инструмента. Исходя из геометрии зоны контакта, рассмотрен треугольник AO_1O (рис.4), в котором:

$$S_{AO1O} = \frac{AO_1 \cdot AO \sin(180 - j_o)}{2} = \sqrt{p(p-a)\cdot(p-b)\cdot(p-c)}, \qquad (10)$$

где p - полупериметр; a, b, c- стороны треугольника AO_1O, $a = r_o^*$, $c = R_d - (r_o^* - h)$, $b = R_d$.
Опуская преобразования, получим:

$$\sin j_o = \frac{2\sqrt{(r_0^* h + 0.5h)(r_0^*(h-1) + 0.5h)(r_0^* - 0.5h)0.5h}}{r_0^*(r_0^*(h-1) + h)}\ , \qquad (11)$$

где h – величина деформации, $\eta = R_d / r_o^*$, $r_0^* = \frac{r_0}{\cos b}$.

Преобразовав выражение 11, получим:

$$j_o = \arcsin \frac{2\sqrt{\left(r_0^* h + 0.5h\right)\left(r_0^*(h-1) + 0.5h\right)\left(r_0^* - 0.5h\right)0.5h}}{r_0^*\left(r_0^*(h-1) + h\right)} \qquad (12)$$

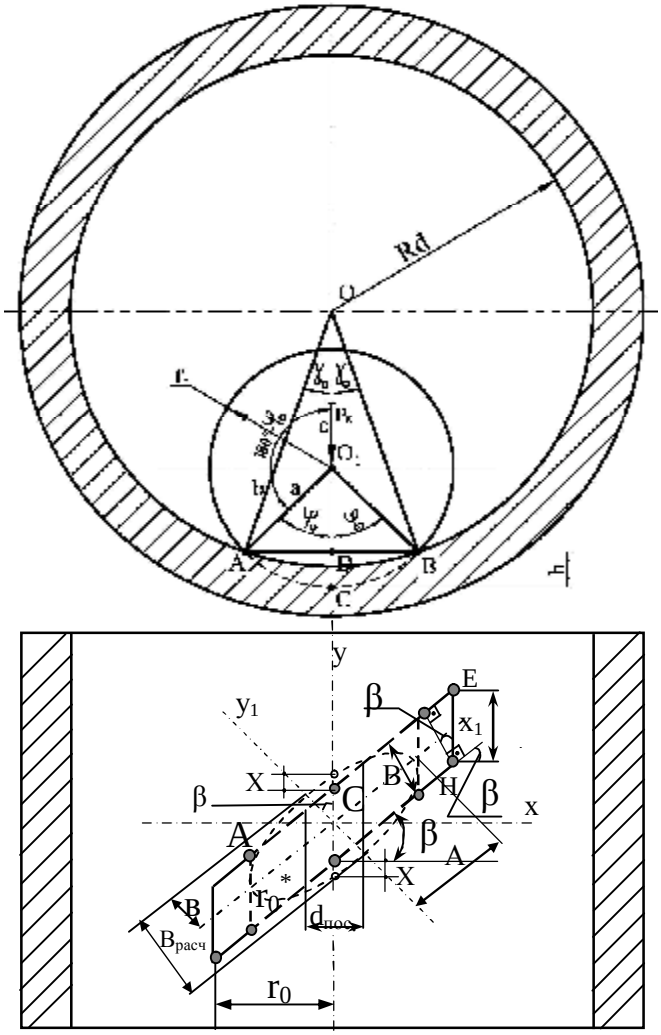


Рис. 4 Схема контакта внутренней цилиндрической поверхности и полимер- абразивного круга, волокна которого расположены к оси под

Как следует из выражения (12), величина половины опорного угла зависит от деформации инструмента, соотношения размеров заготовки и инструмента.

Величина полуосей эллипса, в виде которого условно можно представить пятно контакта определяется аналогично случаю обработки плоской поверхности [5]. Только при обработке внутренней поверхности следует определять величину отрезка АВ как длину дуги с центральным углом $2\varphi_0$ (рис.4), а не как длину прямой линии. Таким образом, можно записать выражение для определения площади контакта для случая обработки внутренней цилиндрической поверхности.

Площадь пятна контакта следует определять как площадь эллипса с полуосями, равными $1/2L_{AB}$ и $1/2B_{расч.}$, где L_{AB} – длина дуги АВ с опорным углом $2\varphi_0$,рад, $B_{расч.}=(B^*+2x)/\cos\beta$ - фактическая ширина круга, мм.

L_{AB} и B^* определяется следующим образом:

$$L_{AB} = \frac{r_o}{\cos b} \cdot 2\varphi_o ; \qquad (13)$$

$$B^* = B / \cos\beta . \qquad (14)$$

Площадь пятна контакта равна:

$$S_{конт} = p \cdot A \cdot B = \frac{r_0}{\cos b} \cdot 2j_0 \cdot \left(\frac{B + 2x\cos b}{2\cos^2 b}\right) = \frac{j_0 \cdot r_0 \cdot (B + 2x\cos b)}{\cos^3 b} \qquad (15)$$

Подставив выражение (12) в выражение (15), и выполнив соответствующие замены, получим:

$$S_{конт}=\frac{r_0\cdot(B+2x\cos b)}{\cos^3 b}\arcsin\left[\frac{2\sqrt{\left(\frac{r_0}{\cos b}h+0.5h\right)\left(\frac{r_0}{\cos b}(h-1)+0.5h\right)\left(\frac{r_0}{\cos b}-0.5h\right)0.5h}}{\frac{r_0}{\cos b}\left(\frac{r_0}{\cos b}(h-1)+h\right)}\right] \quad (16)$$

Рассмотрим контакт внутренней цилиндрической поверхности с кругом, волокна которого расположены по винтовой линии с углом подъема β. Диаметр круга больше диаметра внутренней поверхности r_o>R_d. Схема обработки приведена на рисунке 5.

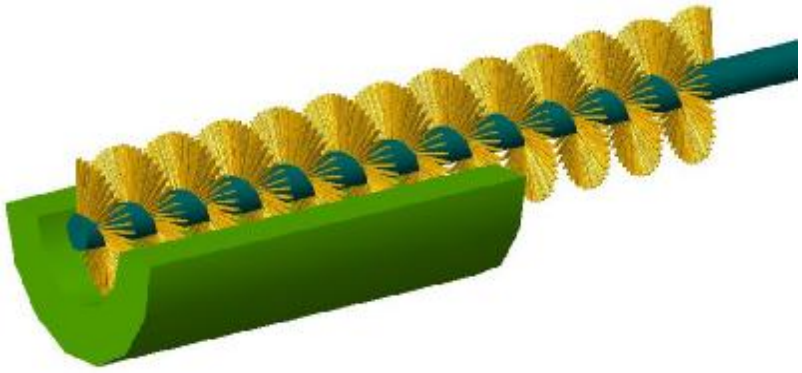


Рис. 5 Схема обработки заготовки винтовым

Зона резания образуется аналогично зонам резания при обработке плоской, наружной и внутренней цилиндрической поверхности, с одной существенной особенностью. При контакте с внутренней цилиндрической поверхностью, эластичный инструмент

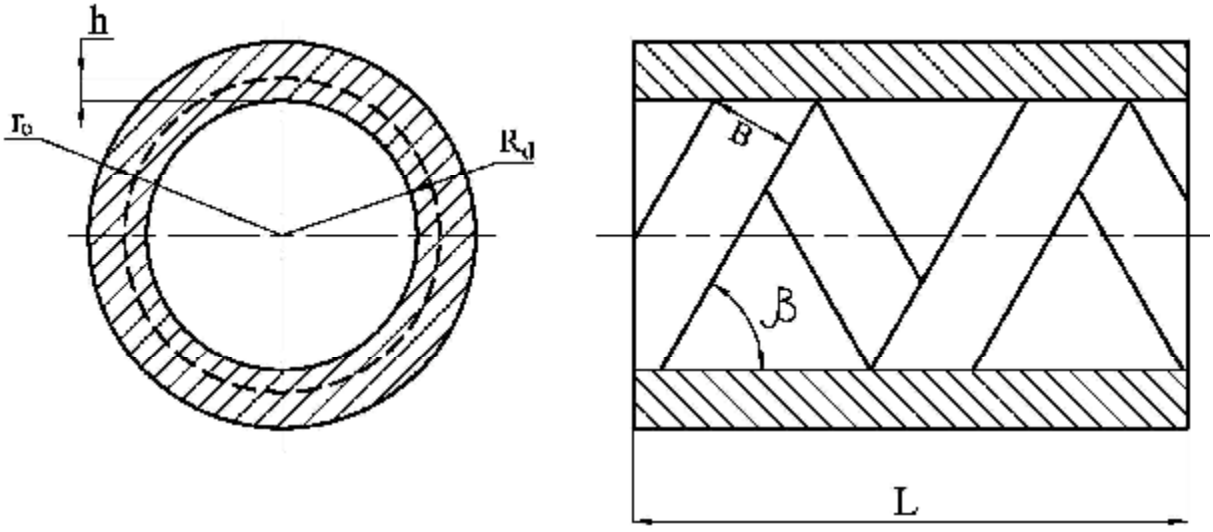


Рис. 6 Схема контакта обрабатываемой заготовки с инструментом

Площадь контакта следует определять как площадь развертки винтовой линии на плоскость, равной площади эллипса с полуосями 1/2$L_{винт.}$ и $B_{расч.}$=(B/sinβ)+2x, где $L_{винт.}$ – длина винтовой линии, $B_{расч.}$– ширина контакта круга с обрабатываемой поверхностью с учетом уширения.

$L_{винт.}$ и шаг винтовой линии (T) определяется из треугольника, изображенного на рисунке 7 по выражениям:

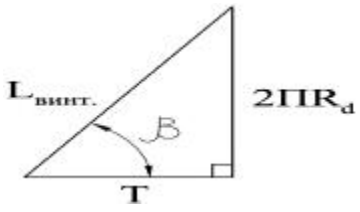


Рис.7 Расчетная схема определения длины винтовой линии $L_{винт.}$ и

$$L_{винт.} = \frac{2pR_d}{\sin b} \qquad (17)$$

$$T = \frac{2pR_d}{tgb} \qquad (18)$$

Площадь пятна контакта одного витка круга определяется по выражению:

$$S_{1B} = L_{винт.} \cdot B_{расч.} = \frac{2pR_d}{\sin b} \cdot (\frac{B}{\sin b} + 2x) = 2pR_d \left(\frac{B + 2x \sin b}{\sin^2 b} \right) \qquad (19)$$

Количество витков (n) определяется из треугольника, изображенного на рисунке 6 :

$$n = \frac{L}{T} = \frac{L \cdot tgb}{2pR_d} \ , \qquad (20)$$

где L – длина рабочей части инструмента, мм.

Площадь пятна контакта (n) витков круга на длине (L) равна:

$$S_{конт.} = S_{1B} \cdot n = 2pR_d \left(\frac{B + 2x \sin b}{\sin^2 b} \right) \cdot \frac{L \cdot tgb}{2pR_d} = \frac{2L(B + 2x \sin b)}{\sin 2b} \qquad (21)$$

Как видно из выражения (21) площадь контакта винтового полимер-абразивного круга с внутренней цилиндрической поверхностью зависит от длины обрабатываемой поверхности, фактической ширины контакта винтовой линии, угла ее подъема β и от силовых нагрузок, влияющих на инструмент в процессе работы.

Изучению влияния величины угла β при разных схемах обработки на величину пятна контакта и на производительность процесса обработки будут посвящены дальнейшие исследования.

Список литературы: 1. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения /Под общей ред. Ф.В.Новикова и А.В. Якимова. В 10 томах. «Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов» - Одесса: ОНПУ, 2002.- Т.4 (Гл.6) с.289-328 **2.** Экспериментальное исследование параметров обработки эластичными полимер – абразивными инструментами. Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2006. **3.** Определение момента сопротивления при контактном взаимодействии эластичного инструмента и обрабатываемой поверхности по площадке в виде эллипса. Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск:Технології в машинобудуванні. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2005.- Вып. 23. - с.117-130 **4.** Аналитические исследования прочности волокна полимер-абразивного инструмента. Вісник Інженерної Академії Наук, спец.випуск"Машинобудування", вип. 4-й, Дніпропетровськ, 2002.- с.44-51 **5.** Определение момента сопротивления при контактном взаимодействии эластичного инструмента и обрабатываемой поверхности по площадке в виде эллипса. Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск:Технології в машинобудуванні. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2005.- Вып. 23. - с.117-130.

Сдано в редакцию 02.06.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНЫМ ПОЛИРОВАНИЕМ

Синькевич Ю.В., Янковский И.Н. *(БНТУ, Минск, Беларусь)*

Results of researches of parameters of a roughness of the polished surface of steel 10 are resulted. Influence of time, temperature and structure of electrolyte on process of smootiry of a surface has been studies. The mathematical model allowing with high friability to predict change of parameters of a microstructure at electropulse polishing is received.

Введение

Шероховатость поверхности является одной из основных геометрических характеристик качества поверхности и оказывает значительное влияние на эксплуатационные показатели детали. Существующие финишные методы обработки поверхностей деталей (механические, химические, электрохимические и др.) отличаются большой трудоемкостью и в ряде случаев имеют существенные недостатки. К перспективным методам снижения шероховатости поверхности можно отнести электроимпульсное полирование (ЭИП), обладающее высокой производительностью и преимуществами перед традиционными методами обработки [1].

Широкое промышленное внедрение ЭИП с одной стороны, и практически полное отсутствие систематизированных данных о микрогеометрии полированной поверхности с другой стороны, требуют разработки научно обоснованной теории формирования микропрофиля поверхности в процессе ЭИП. Настоящая работа является первым этапом комплексных экспериментальных и теоретических исследований в этом направлении и обобщает полученные авторами результаты исследований микрогеометрии полированной поверхности деталей из углеродистых конструкционных сталей.

Целью данной работы было исследование основных закономерностей изменения микропрофиля поверхности в процессе ЭИП.

Методика исследований

В качестве объекта исследований была выбрана углеродистая конструкционная качественная сталь 10 (ГОСТ 1050-88). ЭИП подвергались плоские образцы с размерами 40х20х3 мм. Исходная шероховатость образцов обеспечивалась шлифованием на плоскошлифовальном станке до уровня, который обычно задается в производственных условиях перед операцией полирования (*Ra=1,3…0,63* мкм). При проведении экспериментов время обработки выдерживалось с точностью ± 1 с, температура электролита изменялась в диапазоне 65…85 ºС с шагом 5 ºС и поддерживалась с помощью термостата СЖМЛ – 19/2,5 – И1 с точностью ± 1 ºС, колебание напряжения не превышало ± 5 В. По стандартной методике (ГОСТ 2789-73) на профилографе-профилометре Talysurf фирмы Taylor-Hobson снимались профилограммы поверхности образцов и измерялись следующие параметры шероховатости: *Ra* - среднее арифметическое отклонение профиля от средней линии, *Rz* - высота неровностей микропрофиля по десяти точкам, *Rmax* - наибольшая высота неровностей и *Sm* - средний шаг неровностей профиля.

Результаты исследований и их обсуждение

Анализ имеющихся данных и механизма ЭИП позволил сделать вывод о том, что основными факторами, влияющими на процесс сглаживания и формирования микропрофиля поверхности при ЭИП, являются исходная шероховатость поверхности, время обработки, температура и химический состав электролита. Следует отметить, что влияние перечисленных факторов может происходить без взаимной связи друг с другом, а

изменение того или иного из них может как положительно, так и отрицательно сказываться на процессе сглаживания микропрофиля поверхности.

По значимости наиболее важными технологическими факторами, оказывающими влияние на сглаживание поверхности, являются время обработки и температура электролита [1 – 3]. Следует обратить внимание на то, что при кажущейся идентичности механизмов электрохимического растворения металла при ЭИП и электрохимическом полировании влияние температуры электролита на съем металла для этих процессов абсолютно противоположно. Согласно данным [1], при увеличении температуры электролита при ЭИП происходит существенное снижение скорости съема металла, которое, на первый взгляд, должно безусловно отрицательно влиять на эффективность сглаживания обрабатываемой поверхности.

Учитывая важность этих технологических режимов и отсутствие экспериментальных данных о их влиянии на формирование качества поверхности, был проведен комплексный эксперимент, результаты которого приведены на рис. 1. Аналогичный характер, приведенному на рис. 1, имеют зависимости изменения параметров *Rz* и *Rmax*.

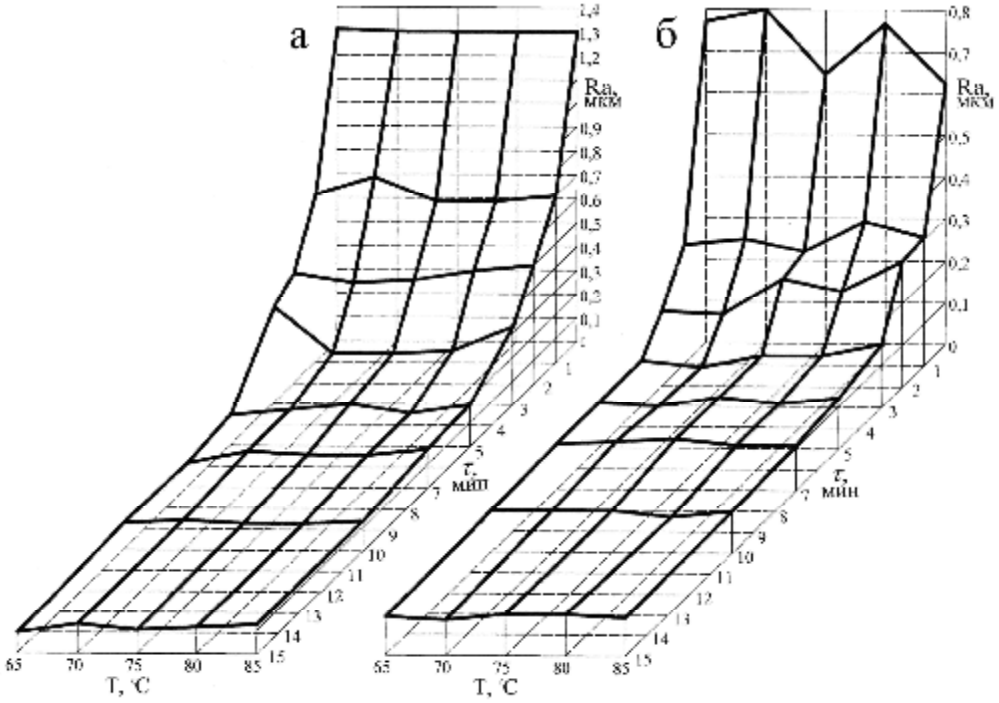


Рис. 1. Изменение параметра *Ra* при ЭИП

В качестве критерия при оценке эффективности сглаживания микропрофиля поверхности было выбрано относительное сглаживание [2], которое рассчитывалось по формуле:

$$\Delta Ra = \frac{Ra^{нач} - Ra^{кон}}{Ra^{нач}} \cdot 100\,\%,$$

где $Ra^{нач}$ – среднее арифметическое отклонение профиля исходной (необработанной) поверхности образца, мкм; $Ra^{кон}$ – среднее арифметическое отклонение профиля полированной в течение заданного времени поверхности образца, мкм.

На рис. 2 приведено относительное сглаживание поверхности в зависимости от исходной шероховатости поверхности, времени обработки и температуры электролита.

Полученные результаты показывают, что, не смотря на существенное снижение съема металла при повышении температуры электролита, эффективность сглаживания микрорельефа при этом не снижается. Причем при одинаковой исходной шероховатости поверхности, но при разных температурах электролита изменение параметра ***Ra*** происходит практически одинаково. Этот факт имеет важное значение при назначении режимов ЭИП прецизионных деталей, обеспечивая при минимальном съеме металла достижение заданного качества поверхности.

Важным фактом является также то, что вне зависимости от исходной шероховатости поверхности и температуры электролита ЭИП в течение 5…7 мин обеспечивает достижение практически одинаковой шероховатости поверхности – ***Ra=0,1 мкм.*** Таким образом, при полировании не ответственных деталей уровень исходной шероховатости поверхности заготовки можно поднять, что снизит стоимость предварительной механической обработки и себестоимость изготовления детали в целом.

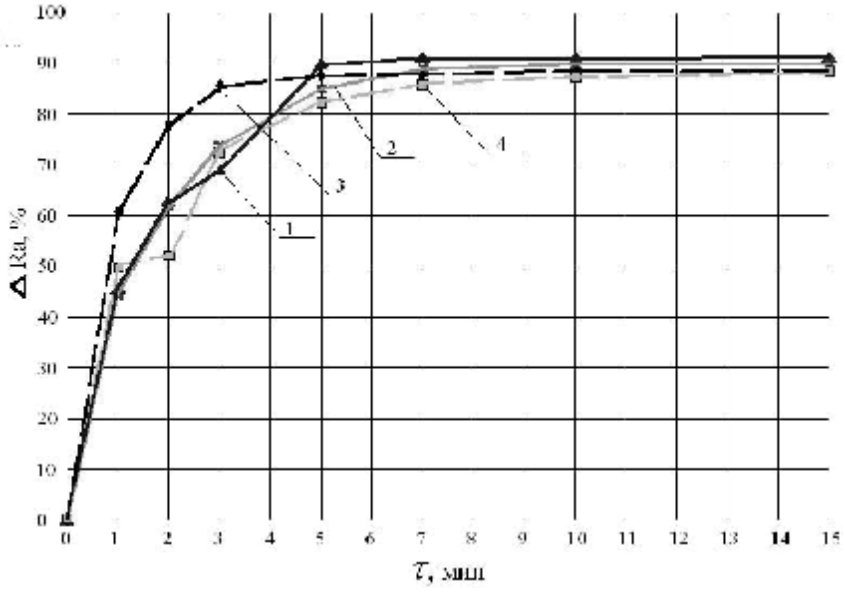


Рис. 2. Относительное сглаживание поверхности: $1 - Ra^{нач} = 1{,}3$ *мкм*, $T^{эл} = 65^0C$; $2 - Ra^{нач} = 1{,}3$ *мкм*, $T^{эл} = 85^0C$; $3 - Ra^{нач} = 0{,}78$ *мкм*, $T^{эл} = 65^0C$; $4 - Ra^{нач} = 0{,}63$ *мкм*, $T^{эл} = 85^0C$

Анализ полученных результатов позволяет процесс ЭИП в зависимости от продолжительности обработки условно разделить на три периода:

1. Период интенсивного сглаживания продолжительностью до 1 мин. Он характеризуется резким снижением параметров ***Ra, Rz*** и ***Rmax***. При этом происходит уменьшение выступающих над средней линией профиля поверхности количества полных пиков в 3…7 раз.
2. Рабочий период (время обработки от 1 до 5…7 мин). Он характеризуется постепенным, прогнозируемым снижением шероховатости поверхности. К концу периода

параметры ***Ra, Rz*** и ***Rmax*** достигают минимальных значений, а количество полных пиков, выступающих над средней линией в пределах базовой длины, не превышает 5 вне зависимости от высоты исходного микропрофиля поверхности.

3. Период постоянной шероховатости (время обработки более 5…7 мин). Это период, в течение которого в основном происходит изменение линейных размеров детали, изменение же перечисленных параметров микропрофиля незначительно, а минимально достижимый уровень шероховатости ограничивается микроструктурой обрабатываемого материала.

Таким образом, с точки зрения производительности обработки и качества поверхности оптимальное время ЭИП углеродистых конструкционных сталей составляет 5…7 мин вне зависимости от исходной шероховатости поверхности и температуры электролита.

Математическая обработка полученных результатов показала, что изменение параметров шероховатости ***Ra, Rz*** и ***Rmax*** на участке до 7 мин имеет экспоненциальный характер, а математическую модель описания данных параметров можно представить в виде:

$$П^{кон} = П^{нач} \cdot e^{-t \cdot k},$$

где $П^{кон}$ – исследуемый параметр (***Ra, Rz*** или ***Rmax***), мкм; $П^{нач}$ – исходное значение исследуемого параметра, мкм; t – время обработки, мин; k – коэффициент, зависящий от температуры электролита (при ЭИП углеродистых конструкционных сталей $k=const$).

Данная модель позволяет с высокой достоверностью прогнозировать изменение параметров ***Ra, Rz*** или ***Rmax*** в зависимости от режимов обработки, а также решать обратную задачу – зная $П^{кон}$ и $П^{нач}$, оптимальное время обработки можно рассчитать по формуле:

$$t = -\frac{1}{k} \cdot ln\frac{П^{кон}}{П^{нач}}$$

На рис. 3 представлено изменение среднего шага неровностей профиля ***Sm*** в зависимости от времени обработки и температуры электролита.

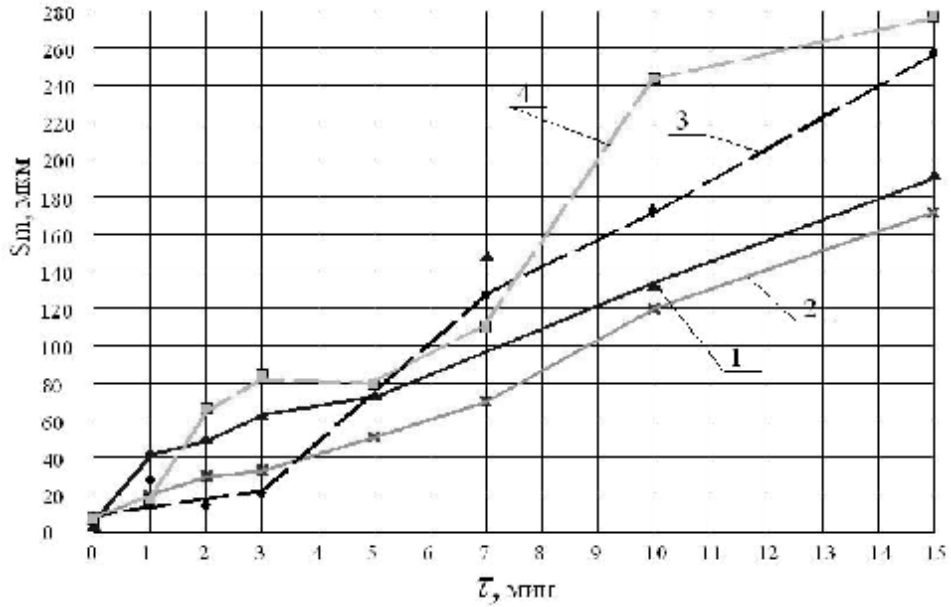


Рис. 3. Изменение среднего шага неровностей профиля *Sm*: *1* – $Ra^{нач} = 1{,}3$ *мкм*, $T^{эл} = 65^0C$; *2* – $Ra^{нач} = 1{,}3$ *мкм*, $T^{эл} = 85^0C$; *3* – $Ra^{нач} = 0{,}78$ *мкм*, $T^{эл} = 65^0C$; *4* – $Ra^{нач} = 0{,}63$ *мкм*, $T^{эл} = 85^0C$

Видно, что эмпирические кривые с достаточной точностью можно апроксимировать линейными функциями. В отличие от амплитудных параметров (*Ra, Rz* и *Rmax*), которые характеризуют только высоту пика или впадины, параметр *Sm* может быть весьма информативным при анализе механизма сглаживания микропрофиля в процессе ЭИП. Линейный характер изменения *Sm* позволяет предположить, что в процессе обработки происходит равномерное растворение микровыступов поверхности.

Наглядную информацию о изменении микропрофиля поверхности образцов при ЭИП дают профилограммы, представленные на рис. 4 ($Ra^{нач} = 1{,}3$ *мкм*, $T^{эл} = 85^0C$).

Для анализа механизма сглаживания микропрофиля поверхности в процессе ЭИП дополнительно был измерен параметр *Rsk*, характеризующий расположение микропрофиля поверхности относительно средней линии [4] – положительный *Rsk* говорит о том, что большая часть металла микропрофиля расположена выше средней линии, отрицательный *Rsk* – ниже. На рис. 5 представлено изменение параметра *Rsk* при ЭИП ($Ra^{нач} = 1{,}3$ *мкм*). Как видно из графика, колебание параметра *Rsk* происходит около нулевой линии без существенного смещения в область положительных или отрицательных значений, что, на наш взгляд, вызвано равномерным растворением микровыступов поверхности.

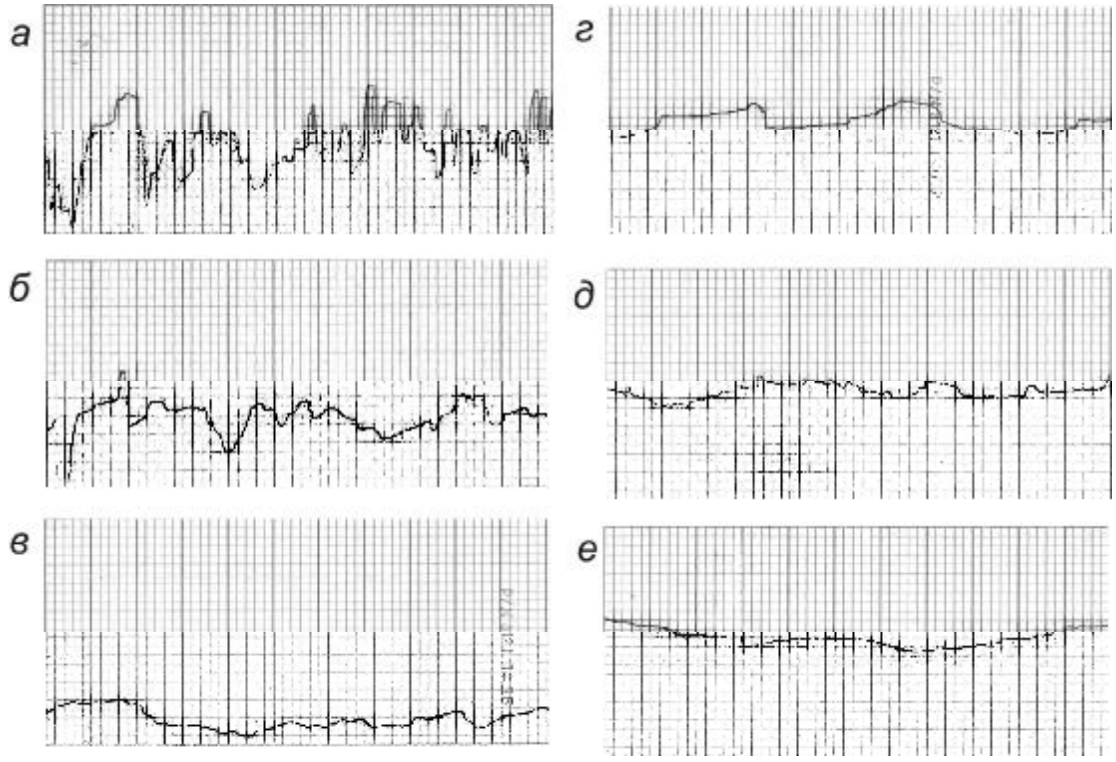


Рис. 4. Профилограммы поверхности образцов (ГУ × 100, ВУ × 5000):
а – до обработки, б – 1 мин, в – 2 мин, г – 5 мин, д – 7 мин, е – 10 мин

Учитывая полученные данные и соизмеримость толщины парогазовой оболочки с высотой микровыступов, можно утверждать, что парогазовая оболочка в процессе ЭИП оказывает равновероятное воздействие на все микровыступы поверхности вне зависимости от их высоты. Рис. 4 показывает, что при ЭИП одновременно со снижением высоты микронеровностей происходит сглаживание рельефа поверхности, увеличение радиуса вершины микровыступа, уменьшение угла наклона его боковых граней и количества полных пиков микропрофиля, выступающих над средней линией.

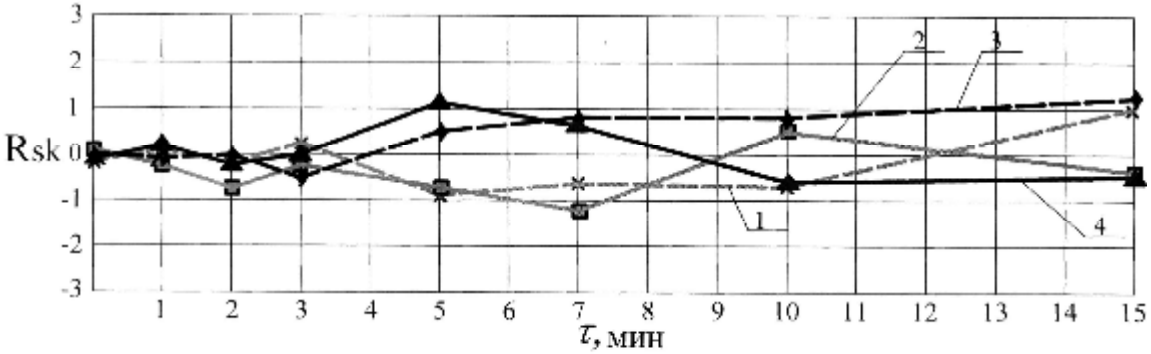


Рис. 5. Изменение параметра *Rsk* при ЭИП: $1 - T^{эл} = 65^0C; 2 - T^{эл} = 70^0C; 3 - T^{эл} = 75^0C; 4 - T^{эл} = 80^0C$

Выводы

1. При ЭИП формирование микропрофиля поверхности происходит за счет равномерного растворения микровыступов. Определяющими факторами, влияющими на

эффективность сглаживания поверхности деталей из углеродистых конструкционных сталей, являются время обработки и высота исходного микропрофиля.

2. Предложенная математическая модель в совокупности с ранее проведенными исследованиями позволяет с высокой достоверностью прогнозировать в процессе обработки обеспечение заданного качества поверхности, управлять величиной съема металла и скоростью сглаживания, что позволит широко использовать ЭИП для обработки прецизионных деталей.

Список литературы: 1. Синькевич Ю.В. Электроимпульсное полирование деталей из коррозионностойких и углеродистых конструкционных сталей: автореф. … дис. канд. техн. наук: 05.03.01; 05.02.08 / Ю.В. Синькевич; Белорус. государств. политехн. акад. – Мн., 1998 – 23 с. **2.** Грилихес С.Я. Электрохимическое и химическое полирование: Теория и практика. Влияние на свойства металлов. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. – 232 с. **3.** Исследование параметров шероховатости поверхности стальных деталей после электроимпульсного полирования и нанесения тонкопленочных покрытий / Головкина Е.Я., Синькевич Ю.В., Иващенко С.А., Фролов И.С. // Извест. ВУЗов СССР. Сер. Машиностроение. – 1989, – Вып. 6. – С. 134 – 138. **4.** H.Dagnall M.A. Exploring surface texture. – Great Britain.: Rank Taylor Hobson, 1980. – 170 p.

Сдано в редакцию 4.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Тока А.

ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОГО ПОЛИРОВАНИЯ

Синькевич Ю.В., Янковский И.Н. *(БНТУ, Минск, Беларусь)*

The physical and mathematical model of anode process featuring behavior of an electrolyte in a steam gas shell for four modes is offered: switching, a heating plasma of an electrolyte, electromagnet hydrodynamic and discharge of an electrolyte.

Введение

Анодный и катодный процессы в электролитах имеют ряд существенных различий в природе явлений, протекающих около активного электрода, под которым понимают электрод с меньшей площадью поверхности. Анодный процесс сопровождается растворением металла, а катодный при определенных напряжениях электрического тока – эрозией. Поскольку анодное растворение металла приводит к сглаживанию поверхности, то для оптимизации существующих и разработки новых технологий электрополирования научно-практический интерес представляют исследования анодного процесса и сопровождающих его физико-химических явлений.

Анализ анодных эффектов при увеличении напряжения от 0 до 550 В показал, что процесс последовательно проходит через пять режимов (стадий): классический электролиз, коммутационный, нагрев электролитной плазмой, электрогидродинамический и электролитно-разрядный [1]. Высокое качество поверхности можно обеспечить только в режимах электролиза (электрохимическое полирование (ЭХП)) и электрогидродинамическом (электроимпульсное полирование (ЭИП)). По сравнению с

ЭХП ЭИП обладает рядом существенных преимуществ, одним из которых является использование в качестве электролита экологически безопасных водных растворов солей низкой концентрации. Широкое промышленное внедрение ЭИП требует разработки научно обоснованной теории процесса ЭИП.

Целью настоящей работы является разработка физико-математической модели процесса ЭИП. В статье приведены некоторые результаты экспериментальных и теоретических исследований физических явлений, протекающих в парогазовой оболочке (ПГО), отделяющей поверхность анода от электролита.

Результаты исследований и их обсуждение

На первом этапе исследований были построены и изучены вольт-амперные характеристики (ВАХ) анодного процесса при плавном изменении напряжения 0 – 360 – 0 В, а также построены зависимости динамического сопротивления от приложенного напряжения. Для четырех режимов (коммутационного, нагрева электролитной плазмой, электрогидродинамического и электролитно-разрядного) было установлено наличие на ВАХ гистерезиса и участков с отрицательным динамическим сопротивлением. На основании этого можно сделать вывод о том, что при анодной обработке при повышенных напряжениях могут быть выполнены условия баланса фаз и амплитуд, необходимые и достаточные для возникновения генерации, которой можно объяснить спонтанно возникающую нестабильность процесса для всех режимов, кроме электролиза.

На следующем этапе были выполнены осциллографические и частотные исследования электрогидродинамического режима с помощью запоминающего осциллографа С8-13 и частотомера Ч3-34. Экспериментальные данные были сняты с безиндуктивного сопротивления величиной $3{,}75\cdot10^{-3}$ Ом. Они показали наличие в электрической цепи наряду с постоянной составляющей высокочастотных колебаний тока (рис. 1 и 2) с частотой $10^5\ldots10^6$ Гц, амплитуда которых изменялась в достаточно широких пределах, а частота оставалась стабильной для конкретных условий эксперимента и изменялась при изменении последних.

Постоянную составляющую в электрическом токе большинство исследователей [2 и др.] связывают с возникновением в ПГО газового электрического разряда типа тлеющего, по поводу же переменной составляющей общего мнения у них нет до настоящего времени. Большинство авторов [2 др.] связывают ее с возникновением в ПГО наряду с тлеющим разрядом искровых разрядов. В.С.Мурас [3] предложил механизм прохождения электрического тока через ПГО исключительно по электролитным мостикам, замыкающим ПГО. Однако, не смотря на наличие большого количества экспериментальных данных, свидетельствующих о приближении отдельных участков электролита в ПГО к аноду [4 и др.], замыкании электролитом разрядного промежутка [5] и переносе электролита через него [6], большинство исследователей [4, и др.] отвергают возможность контакта электролита с анодом через ПГО по электролитным мостикам. Они объясняют это тем, что в режиме нагрева электролитной плазмой высокая температура анода приводит к мгновенному испарению и отбрасыванию от анода приближающегося к нему мостика, а также высокой инертностью электролита. Учитывая полученные нами данные, а также то, что в электрогидродинамическом режиме температуры анода и электролита одинаковы, а инертность жидкости в условиях высоковольтного электрического разряда не препятствует протеканию сверхбыстрых гидродинамических процессов [7], мы предлагаем следующую физическую модель прианодной зоны (рис. 3), которая справедлива как для ЭИП, так и для режимов коммутационного, нагрева электролитной плазмой и электролитно-разрядного. Для случая, когда радиус кривизны поверхности анода значительно превышает толщину ПГО (обработка плоской

поверхности), систему электролит – ПГО – поверхность анода можно рассматривать как плоский конденсатор. Напряженность электрического поля в ПГО достигает значений $10^6…10^8$ В·м$^{-1}$. За счет высокой концентрации электрической энергии в ПГО протекают интенсивные физико-электрохимические процессы.

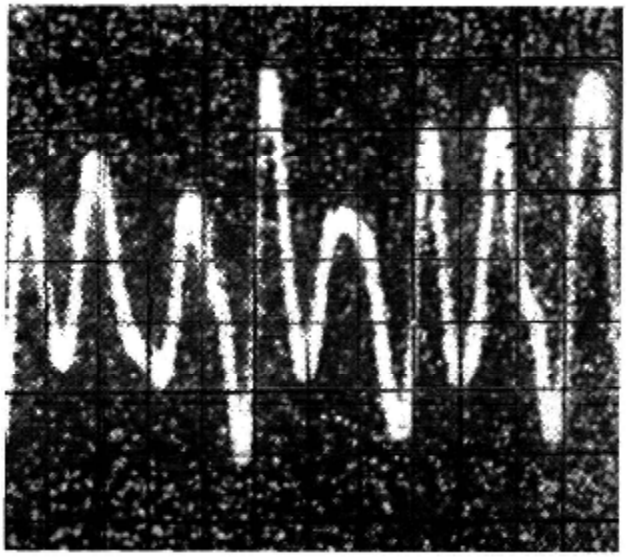


Рис. 1. Осциллограмма переменной составляющей электрического тока (0,5 мкс/дел; 5,33 А/дел)

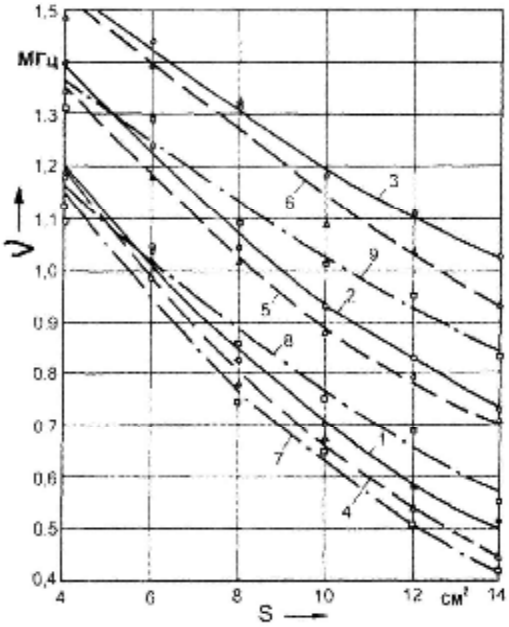


Рис. 2. Зависимость частоты переменного тока от площади образца, напряжения и температуры электролита:
U=280 В, t=60 °С (1); t=70 °С (2); t=80 °С (3);
U=310 В, t=60 °С (4); t=70 °С (5); t=80 °С (6);
U=340 В. t=60 °С (7); t=70 °С (8); t=80 °С (9)

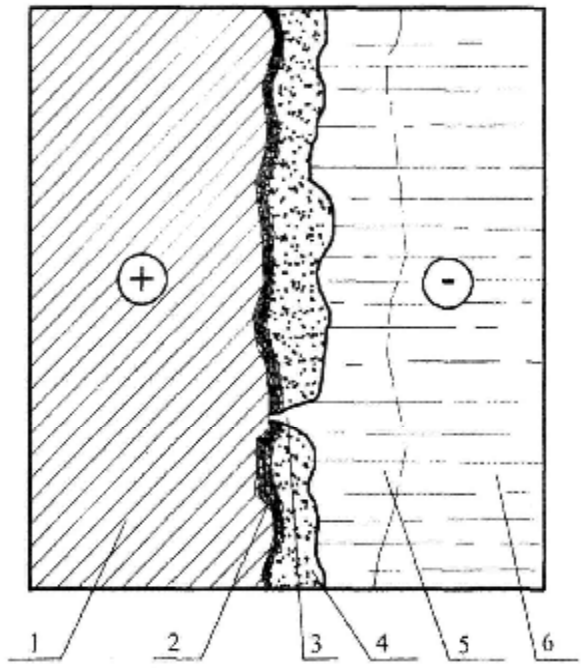


Рис. 3. Модель прианодной зоны:
1 – анод; 2 – продукты анодного растворения; 3 – электролитный мостик; 4 – ПГО; 5 – пограничный слой электролита; 6 – электролит

ПГО представляет собой крайне неравновесную систему, в которой присутствуют ионы электролита, кислорода, водорода и гидроксильной группы, имеющие энергию порядка 2,5…40 эВ. Это приводит к возникновению в ПГО низкотемпературной святящейся плазмы. Возникающая в системе электролит – ПГО – анод электростатическая пондеромоторная сила втягивает электролит в ПГО в области случайных неоднородностей электрического поля, образуя микроскопические электролитные мостики, которые при замыкании ПГО взрываются из-за выделяющейся в них в соответствии с законом Джоуля - Ленца тепловой энергии. Образование электролитных мостиков наиболее вероятно на микровыступах поверхности анода из-за

повышенной на них напряженности электрического поля. В результате микровзрыва образуется ударная волна, воздействующая на поверхности анода и электролита в ПГО. Как следствие, в зонах 5 и 6 (рис. 3) возможно возникновение кавитации. Под действием ударной волны и кавитации разрушается слой шламовых продуктов в непосредственной близости от микровзрыва. В электролит из ПГО поступают продукты анодного растворения, представляющие собой в случае стального анода мелкодисперсные частицы углерода, карбиды металлов, коагулят окислов и гидроокислов металлов. Представляя собой полупроводниковые соединения и находясь в непосредственной близости от ПГО, эти частицы могут являться центрами эмиссии электронов и создавать дополнительные псевдокатоды. Разность потенциалов между частицей шлама и поверхностью анода может оказаться достаточной для возникновения искрового разряда. Этим объясняется тот факт, что искровые разряды в ПГО начинают появляться при определенных значениях напряжения электрического тока, с ростом которого их интенсивность возрастает. Визуально это проявляется в виде микро вспышек на фоне общего свечения ПГО.

Согласно предложенной модели, электрический ток в прианодной зоне протекает в результате электрических разрядов типа тлеющего и искровых, а также замыкания ПГО электролитными мостиками. Эта модель дает логичные объяснения физическим явлениям, сопровождающим анодный процесс при повышенных напряжениях.

Поскольку ПГО предопределяет интенсивность физико-электрохимических анодных процессов, оценим ее толщину. Сила пондеромоторного взаимодействия поверхностей анода и электролита без учета ее направления определяется из выражения:

$$F = \frac{\partial W}{\partial l}, \tag{1}$$

где W – энергия электрического поля в ПГО; l – толщина ПГО.

В свою очередь, энергию электрического поля можно определить из соотношения:

$$W = w \cdot V = w \cdot S \cdot l = \frac{e \cdot e_0 \cdot E^2 \cdot S \cdot l}{2} = \frac{e \cdot e_0 \cdot U^2 \cdot S}{2 \cdot l}, \tag{2}$$

где w – плотность энергии электрического поля в ПГО; V – объем ПГО; S – площадь поверхности одной обкладки конденсатора (площадь анода); e – относительная диэлектрическая проницаемость; e_0 – электрическая постоянная; E – напряженность электрического поля в ПГО; U – падение напряжения на ПГО.

Подставив в (1) значение W из (2) и взяв частную производную, получим:

$$F = \frac{e \cdot e_0 \cdot U^2 \cdot S}{2 \cdot l^2}, \tag{3}$$

Эта сила вызывает дополнительное давление электролита ΔP_1 на ПГО, которое можно определить из соотношения:

$$\Delta P_1 = \frac{F}{S} = \frac{e \cdot e_0 \cdot U^2}{2 \cdot l^2}, \tag{4}$$

С другой стороны, поведение электролитного мостика в ПГО можно описать с помощью уравнения Бернулли, которое для данного случая примет вид:

$$\Delta P_1 = \frac{r \cdot v^2}{2}, \tag{5}$$

где ρ – плотность электролита; v – скорость движения электролитного мостика.

Толщину ПГО можно определить как :

$$l = v \cdot t = v \cdot T = \frac{v}{u}, \tag{6}$$

где τ – время прохождения электролитным мостиком ПГО; T – средний период колебаний переменной составляющей электрического тока; u – частота переменной составляющей электрического тока.

Преобразовав формулу (6) с учетом (4) и (5), получим теоретическую зависимость для расчета толщины ПГО для случая ЭИП плоской поверхности:

$$l = \sqrt{T \cdot U \sqrt{\frac{e \cdot e_0}{r}}} = \sqrt{\frac{U}{u} \sqrt{\frac{e \cdot e_0}{r}}} \tag{7}$$

На рис. 4 представлены зависимости толщины ПГО от рабочего напряжения, рассчитанные по формуле (7) при u=0,2·10^6 Гц (кривая 1), u=0,5·10^6 Гц (кривая 2) и u=1,0·10^6 Гц (кривая 3). Полученные теоретические данные хорошо согласуются с экспериментальными [3,4].

Многими исследователями было обнаружено влияние кривизны обрабатываемой поверхности на толщину ПГО. Оценим это влияние.

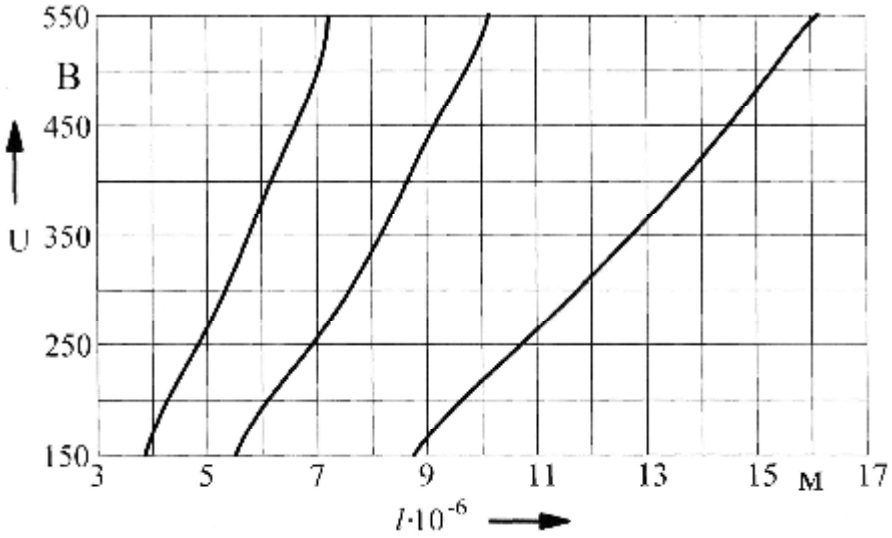


Рис .4. Расчетная зависимость толщины ПГО от напряжения

Давление в ПГО над плоской поверхностью с учетом (4) определяется соотношением

$$P_1 = P_0 + P_c + \Delta P_1 = P_0 + P_c + \frac{e \cdot e_0 \cdot U^2}{2 \cdot l^2}, \tag{8}$$

где P_0 – внешнее давление; P_c – давление слоя электролита.

Согласно закону Лапласа, давление в ПГО над криволинейной поверхностью может быть определено по формуле:

$$P_2 = P_0 + P_c + \Delta P_2 + P_R, \tag{9}$$

где DP_2 – дополнительное давление электролита на ПГО в области кривизны; P_R – дополнительное давление, вызванное кривизной поверхности электролита на границе раздела ПГО – электролит.

В соответствии с (4):

$$\Delta P_2 = \frac{e \cdot e_0 \cdot U^2}{2 \cdot l_1^2}, \tag{10}$$

где l_1 – толщина ПГО в области кривизны поверхности анода.

Дополнительное давление P_R определяется по формуле:

$$P_R = s \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right), \tag{11}$$

где σ – поверхностное натяжение электролита; R_1 и R_2 – главные радиусы кривизны поверхности электролита на границе раздела ПГО – электролит.

При одновременной обработке плоской и криволинейной поверхностей равновесное состояние ПГО характеризуется равенством:

$$P_1 = P_2 \tag{12}$$

Подставив в (12) значения P_1 и P_2 из (8), (9) с учетом (10), (11) и преобразовав равенство, получим выражение для расчета толщины ПГО в области кривизны обрабатываемой поверхности:

$$l_1 = \frac{l}{\sqrt{1 - \dfrac{2 \cdot l^2 \cdot s \cdot \left(\dfrac{1}{R_1} + \dfrac{1}{R_2} \right)}{e \cdot e_0 \cdot U^2}}} \tag{13}$$

Рассмотрим некоторые характерные случаи ЭИП простых криволинейных поверхностей. Над острой кромкой ПГО имеет вид цилиндрической поверхности, для которой:

$$R_1 = R < 0 \text{ и } R_2 = \infty \tag{14}$$

В этом случае выражение (13) с учетом (14) примет вид:

$$l_1 = \frac{l}{\sqrt{1 + \dfrac{2 \cdot l^2 \cdot s}{e \cdot e_0 \cdot U^2 \cdot R}}} \tag{15}$$

В случае ЭИП кромки паза $R > 0$ и выражение (13) примет вид:

$$l_1 = \frac{l}{\sqrt{1 - \dfrac{2 \cdot l^2 \cdot s}{e \cdot e_0 \cdot U^2 \cdot R}}} \tag{16}$$

ЭИП конической поверхности с некоторым радиусом закругления вершины конуса сопровождается образованием над вершиной сферической ПГО, для которой

$$R_1 = R_2 = R < 0 \tag{17}$$

Тогда толщина ПГО в области кривизны с учетом (17) описывается выражением

$$l_1 = \frac{l}{\sqrt{1 + \frac{4 \cdot l^2 \cdot s}{e \cdot e_0 \cdot U^2 \cdot R}}} \tag{18}$$

Анализ формул (15), (16) и (18) показывает, что при ЭИП выпуклых криволинейных поверхностей толщина ПГО в области кривизны меньше по сравнению с плоским участком анода ($l_1 < l$), что приводит к возрастанию в области кривизны напряженности электрического поля и интенсивности съема металла. Этим можно объяснить высокую эффективность при ЭИП удаления заусенцев, притупления острых кромок и невозможность заточки изделий типа игл. Полирование вогнутых криволинейных поверхностей сопровождается увеличением толщины ПГО ($l_1 > l$) и снижением производительности обработки вогнутого участка поверхности.

Выводы

1. Разработанная физико-математическая модель анодного процесса описывает поведение электролита в ПГО для четырех режимов анодной обработки: коммутационного, нагрева электролитной плазмой, электрогидродинамического и электролитно-разрядного.

2. Частота импульсных электрических разрядов может быть использована в качестве

функции контроля и управления источником технологического тока установки ЭИП.

Список литературы: 1. Мрочек Ж.А., Пархутик А.П., Синькевич Ю.В. Анодные эффекты в электролитах // POROUS SEMICONDUCTORS – SCIENCE AND TECHNOLOGY. – Tenerife, Spain, 10 – 15 march, 2002. – p. 106 – 108. **2.** Лазаренко Б.Р., Фурсов С.П., Факторович А.А., Галанина Е.К., Дураджи В.Н. Коммутация тока на границе металл – электролит. – Кишинев: Ред. – изд. отд АН МССР, 1971. – 74 с. **3.** Мурас В.С. Некоторые элементы процесса электролитического нагрева // Сб. трудов ФТИ АН БССР. – Мн., 1956. – Вып. 3. – С. 53 – 58. **4.** Лазаренко Б.Р., Дураджи В.Н., Факторович А.А., Брянцев И.В. Об особенностях электролитного нагрева при анодном процессе // Электронная обработка материалов. – 1974. – №3. – С. 37 – 40. **5.** Фиргер И.В. Термическая обработка сплавов. – Л.: Машиностроение, 1982. – 304 с. **6.** Лазаренко Б.Р., Дураджи В.Н., Факторович А.А., Брянцев И.В. Исследование пробоя между металлическим и электролитным электродами // Электронная обработка материалов. – 1970. – № 4. – С. 18 – 21. **7.** Королева С.Н., Остроумов Г.А. Роль инертности жидкости в развитии электрического пробоя // Электронная обработка материалов. – 1966. – №3. – С. 20 – 27.

Сдано в редакцию 4.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Тока А.

ПОБУДОВА І ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗПОДІЛУ ШВИДКОСТЕЙ РОБОЧОГО СЕРЕДОВИЩА ПРИ СТРУМИННІЙ ОБРОБЦІ ПОВЕРХОНЬ ВИРОБІВ

Стоцько З.А., Стефанович Т.О. *(НУ"ЛП", м. Львів, Україна)*

Correlation between velocity of the working medium and the characteristics of equipment for jetting process is given and analysed. Distribution of the characteristics along the cross-sections of jet is taken into consideration.The theoretical diagram of velocity distribution in the perpendicular to the jet axis cross-section formed by Math CAD are given. Proposed algorithm is a part of the general mathemathical model of jetting process.

Вступ.

Методи струминної обробки поверхонь виробів відносяться до прогресивних технологій і можуть використовуватися у виробництві для вирішення різнопланових задач. До таких задач, зокрема, відносяться:

- очищення поверхонь від бруду, окалини, грату;
- декоративна обробка поверхонь;
- підвищення втомлюваної міцності деталей машин;
- механічна обробка поверхонь виробів складного профілю зі зніманням невеликих припусків;
- різання листового матеріалу струменем абразиву із отриманням виробів з криволінійними і складними контурами.

Широкий спектр застосування методів струминної обробки, а також екологічні проблеми, які виникають при їх використанні у виробництві, породжують потребу у розробці і впровадженні спеціального технологічного обладання на базі CAD-CAM систем.

В основі будь-якої CAD-CAM системи лежать експериментально підтверджені математичні залежності, які із достатньою мірою достовірності описують процес. Для цілої гами процесів струминної обробки поверхонь виробів (рис. 1) такі залежності можуть бути отримані шляхом математичного моделювання цих процесів.

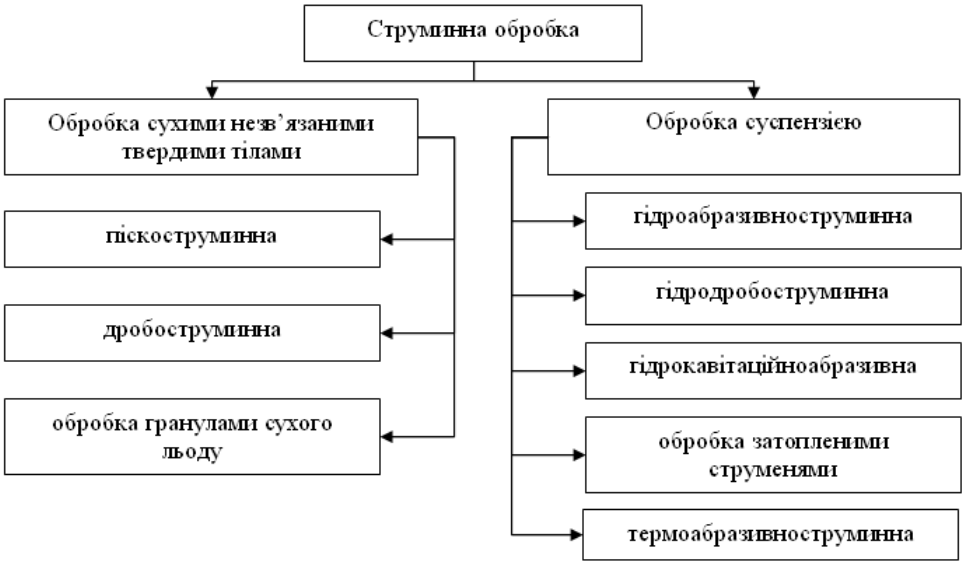


Рис. 1 Класифікація методів струминної обробки

Аналіз літературних джерел вказує на те, що як на теренах України, так і за її межами, проводиться велика кількість експериментальних досліджень у галузі струминної обробки, спрямованих на вирішення конкретних прикладних задач. У [1] на основі отриманих експериментальних даних авторами було відзначено, що гідроабразивна обробка поверхні покращує адгезійні властивості між матеріалом основи і покриттям. У [2] встановлено вплив технологічних параметрів процесу на залишкові напруження стиску і шорсткість оброблених поверхонь при термоабразивному і піскоструминному методах обробки. У [3, 4] експериментально доведено, що втомлювана міцність різних матеріалів підвищується після дробоструминної обробки.

Основні підходи до теоретичного описання і дослідження процесів струминного оброблення були закладені А.Є. Проволоцьким. Ним було запропоновано залежність, яка дозволяє наближено оцінити залежність величини лінійного зняття матеріалу від параметрів обробки; досліджено оброблюваність екранованих та неекранових поверхонь із різних матеріалів; проведено імітаційне моделювання контакної взаємодії одиничного тіла із оброблюваною поверхнею для дослідження зміни лінійних розмірів поверхні та шорсткості під час струминної обробки [5]. У монографії [6] авторами проведено глибинний і ємнісний аналіз процесів струминно-абразивного оброблення, і запропоновано новий комплексний підхід у теорії гідрорізання, який полягає у тому, що керування положенням елементів борозенки розрізу дозволяє домогтися зниження енергетичних витрат на реалізацію процесу та суттєво підвищити якість обробки. Групою закордонних науковців під керівництвом Meguid S.A. вже тривалий час ведуться теоретичні дослідження процесу дробоструминної обробки, зокрема методом кінцевих елементів [7-8].

На основі проведеного аналізу наукових напрацювань і здобутків у галузі струминної обробки було встановлено ряд задач і проблем, для розв’язання яких необхідне детальніше вивчення наявних і створення нових підходів:

- при вивченні процесів струминного оброблення досліджуються параметри, отримані, як правило, за допомогою тільки одного з механізмів, які приймають участь у формуванні геометричних і фізичних характеристик оброблюваної поверхні. Комплексний підхід і побудова гнучких математичних моделей з можливістю легкої адаптації їх до конкретних виробничих умов дозволить врахувати параметри, отримані на поверхні завдяки дії різних механізмів, а саме мікрорізання, гідромолекулярного ефекту, крихкого руйнування та мікропластичного деформування, і дасть змогу набагато повніше описати динаміку формоутворення поверхонь при струминному обробленні;
- у відомих математичних моделях не враховується розподіл характеристик робочого середовища у поперечних перерізах струменя розпилення. Для струменів із дозвуковими швидкостями руху робочого середовища у них при розрахунку режимів оброблення врахування цього розподілу дозволить суттєво підвищити точність розрахунків. Важливим є врахування цього розподілу і при використанні струминної обробки для очищення поверхонь;
- відсутні математичні моделі, які описують процес струминного оброблення для криволінійних поверхонь виробів.

Метою даної статті є теоретично отримати і проаналізувати графічні залежності

розподілу швидкостей робочого середовища в поперечних перерізах струменя

розпилення, що є одним з етапів побудови універсальної математичної моделі

процесу струминної обробки на основі запропонованої раніше енергетичної концепції [9].

Основний зміст і результати роботи.

Схема струменя, що витікає з сопла круглого перерізу, представлена на рис. 2

Струмінь умовно розділений на дві ділянки: початкову, в якій швидкість ядра струменя залишається рівною початковій швидкості, і основну, в якій осьова швидкість зменшується в міру віддалення від сопла. Як видно із схеми, представленої на рис. 2, швидкість вздовж поперечних перерізів струменя, крім перерізу, який співпадає із торцем сопла струминного апарату, змінюється. Для опису зміни швидкості вздовж поперечного перерізу струменя скористаємося наступною залежністю [10]:

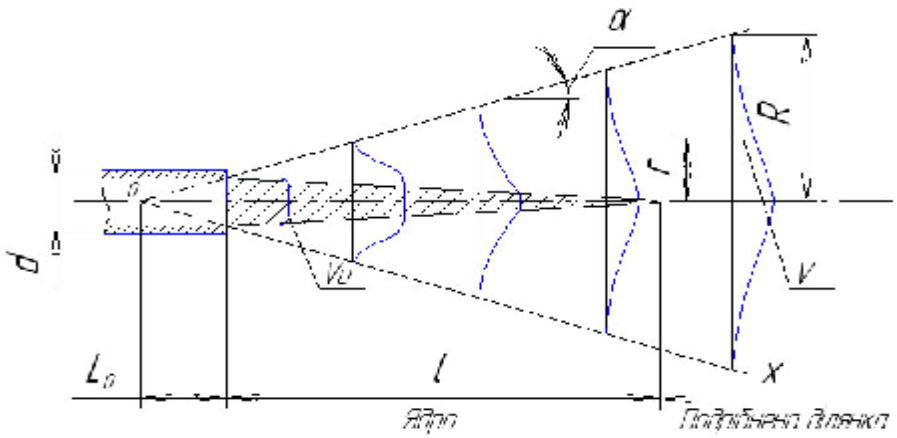


Рис. 2 Схема струменя, що витікає з сопла круглого перерізу

$$V = V_L\left(1-\left(\frac{r}{R}\right)^{1,5}\right)^2 \qquad (1)$$

де V_L – швидкість на осі струменя на відстані L від торця сопла струминного апарату; r - відстань від осі струменя до розглядуваної точки поперечного перерізу; R - граничний радіус струменя, тобто відстань від осі струменя до точок з нульовою швидкістю.

Епюра швидкостей, яка задається формулою (1), представлена на рис. 3.

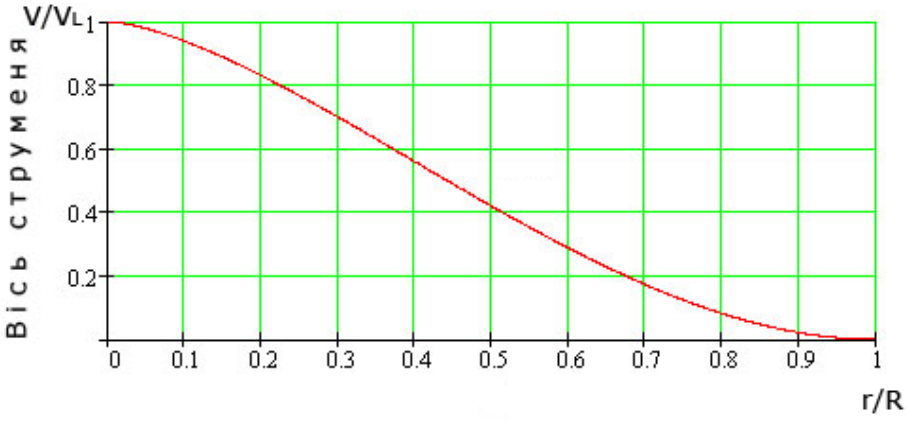


Рис. 3 Епюра швидкостей, отримана за формулою (1)

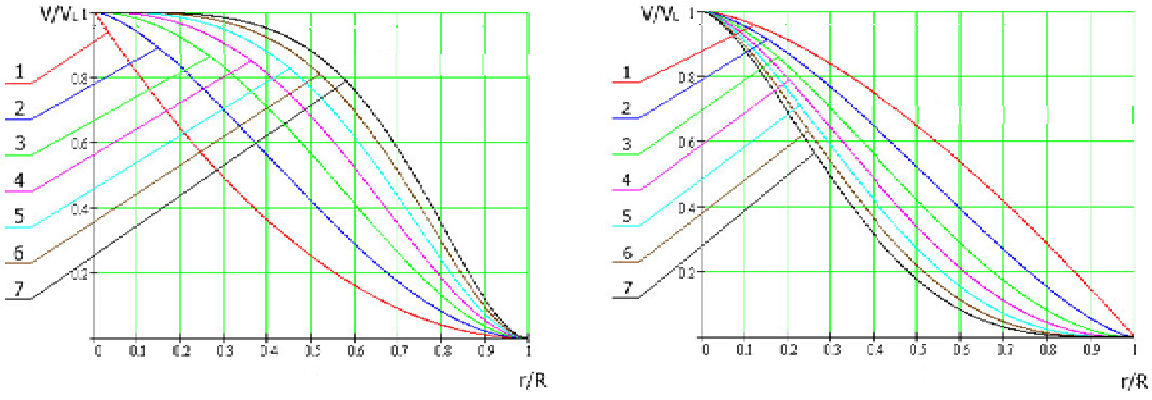
Формула (1) адекватно описує розподіл швидкостей у поперечних перерізах для основної ділянки струменя, на якій епюри швидкостей є подібними. Для опису розподілу швидкостей у поперечних перерізах для початкової ділянки струменя внесемо корективи у формулу (1). Для цього запишемо її у загальному вигляді, замінивши емпіричні коефіцієнти змінними k_1 і k_2:

$$V = V_L\left(1-\left(\frac{r}{R}\right)^{k_1}\right)^{k_2} \qquad (2)$$

Проаналізуємо, яким чином впливає зміна коефіцієнтів k_1 і k_2 на форму епюри швидкостей. Для цього засобами MathCad побудуємо графічні залежності для різних значень k_1 і k_2 (рис. 4).

При збільшенні коефіцієнта k_1 епюра швидкостей стає опуклішою, з'являється і видовжується площадка зі сталим значення швидкостей у центральній частині епюри. При збільшенні коефіцієнта k_2 епюра швидкостей стає більш ввігнутою, з'являється і видовжується площадка у периферійній частині епюри. Таким чином, зміна значенн коефіцієнтів k_1 і k_2 веде до зміни форми епюри швидкостей, дозволяючи робити її більш ввігнутою чи випуклою, утворювати площадки зі сталим значенням швидкостей у центральній частині епюри або на її периферії. А тому дозволяє адекватніше описати розподіл швидкостей у поперечних перерізах струменя для його початкової ділянки підбором відповідних значень коефіцієнтів k_1 і k_2.

Зведення формули (1) до загального вигляду (2) дає змогу використовувати її для опису розподілу швидкостей у різних ділянках струменя і забезпечує гнучкість при адаптації загальної математичної моделі струминної обробки до реальних виробничих умов.



а) б)

Рис. 4 Епюра швидкостей:

а) для різних значень k_1 при $k_2 = 2$;
1 - $k_1 = 1$; 2 - $k_1 = 1{,}5$; 3 - $k_1 = 2$; 4 - $k_1 = 2{,}5$;
5 - $k_1 = 3$; 6 - $k_1 = 3{,}5$; 7 - $k_1 = 4$;

б) для різних значень k_2 при $k_1 = 1{,}5$;
1 - $k_2 = 1$; 2 - $k_2 = 1{,}5$; 3 - $k_2 = 2$; 4 - $k_2 = 2{,}5$;
5 - $k_2 = 3$; 6 - $k_2 = 3{,}5$; 7 - $k_2 = 4$;

Для визначення швидкості на осі струменя на відстані L від торця сопла струминного апарату введемо наступну емпіричну формулу [10]:

$$V_L = V_0 \frac{0{,}96}{\frac{2aL}{d_c} + 0{,}29}, \qquad (3)$$

де V_0 – швидкість струменя на виході з сопла; L – відстань від сопла до оброблюваної поверхні; d_c – діаметр сопла круглого перерізу; a – експериментальний коефіцієнт турбулентності струменя. Для розрахунків рекомендується приймати $a = 0{,}07…0{,}14$.

Підставивши значення з формули (3) у формулу (2), отримаємо загальну формулу для визначення розподілу швидкостей у струмені розпилення:

$$V = V_0 \frac{0{,}96}{\frac{2aL}{d_c} + 0{,}29} \cdot \left(1 - \left(\frac{r}{R}\right)^{k_1}\right)^{k_2}. \qquad (4)$$

Для отримання розподілу швидкостей в струмені розпилення у вигляді, аналогічному до розподілу маси [11], складено алгоритм для обчислення розподілу швидкостей V_{ij} у струмені розпилення, які має елементарна маса незв'язаних твердих тіл на кожній з ділянок досліджуваної області xOy, обмежених абсцисами x_i і x_{i+i} та ординатами y_j та y_{j+1}. Досліджувана область xOy співпадає з оброблюваною поверхнею і є нормальною до осі струменя Oz. Для кожної з ділянок досліджуваної області значення швидкостей усереднимо, прийнявши за базове значення, значення швидкості в точці перетину діагоналей досліджуваної прямокутної ділянки D, обмеженої абсцисами x_i і x_{i+i} та ординатами y_j та y_{j+1}. Виходячи з цих міркувань та на основі теореми Піфагора відстань від осі струменя до розглядуваної точки поперечного перерізу r запишемо через координати x_i і x_{i+i}, y_j і y_{j+1} цієї точки (рис. 5):

$$r = \sqrt{\left(\frac{x_i + x_{i+1}}{2}\right)^2 + \left(\frac{y_j + y_{j+1}}{2}\right)^2}. \qquad (5)$$

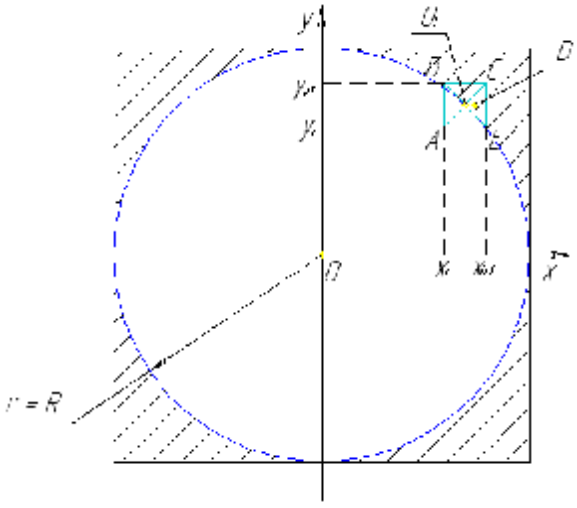


Рис. 5 До алгоритму обчислення швидкості V_{ij}

Підставивши значення r з формули (5) у формулу (4), отримаємо:

$$V_{ij} = V_0 \frac{0{,}96}{\frac{2aL}{d_c} + 0{,}29} \cdot \left(1 - \left(\frac{\sqrt{\left(\frac{x_i + x_{i+1}}{2} \right)^2 + \left(\frac{y_j + y_{j+1}}{2} \right)^2}}{R} \right)^{k_1} \right)^{k_2}. \quad (6)$$

Формула (6) є базовою при побудові алгоритму для обчислення розподілу швидкостей пакетів незв'язаних твердих тіл у довільній точці поперечного перерізу струменя розпилення і дослідження процесу обробки криволінійних поверхонь, а також плоских поверхонь при обробці з певним кутом атаки. Хід міркувань при побудові алгоритму для обчислення розподілу швидкостей є аналогічним до міркувань при побудові алгоритму для обчислення розподілу маси [12]. Блок-схема алгоритму наведена на рис. 6. Результати обчислення виводяться у вигляді матриці:

$$V = \begin{pmatrix} V_{11} & \cdots & \cdots & V_{1\left(\frac{2 \cdot n_y}{k_y}\right)} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ \cdots & \cdots & V_{ij} & \cdots \\ V_{\left(\frac{2 \cdot n_x}{k_x}\right)1} & \cdots & \cdots & V_{\left(\frac{2 \cdot n_x}{k_x}\right)\left(\frac{2 \cdot n_y}{k_y}\right)} \end{pmatrix}.$$

За даними матриці можна побудувати графік розподілу швидкості пакетів незв'язаних твердих тіл в поперечному перерізі струменя розпилення. Для виконання обчислень з використанням запропонованого алгоритму авторами в прикладній системі автоматизованих розрахунків MathCAD розроблена програма. Результати розрахунку для одного з поперечних перерізів струменя подані на рис. 7 у вигляді тривимірної гістограми.

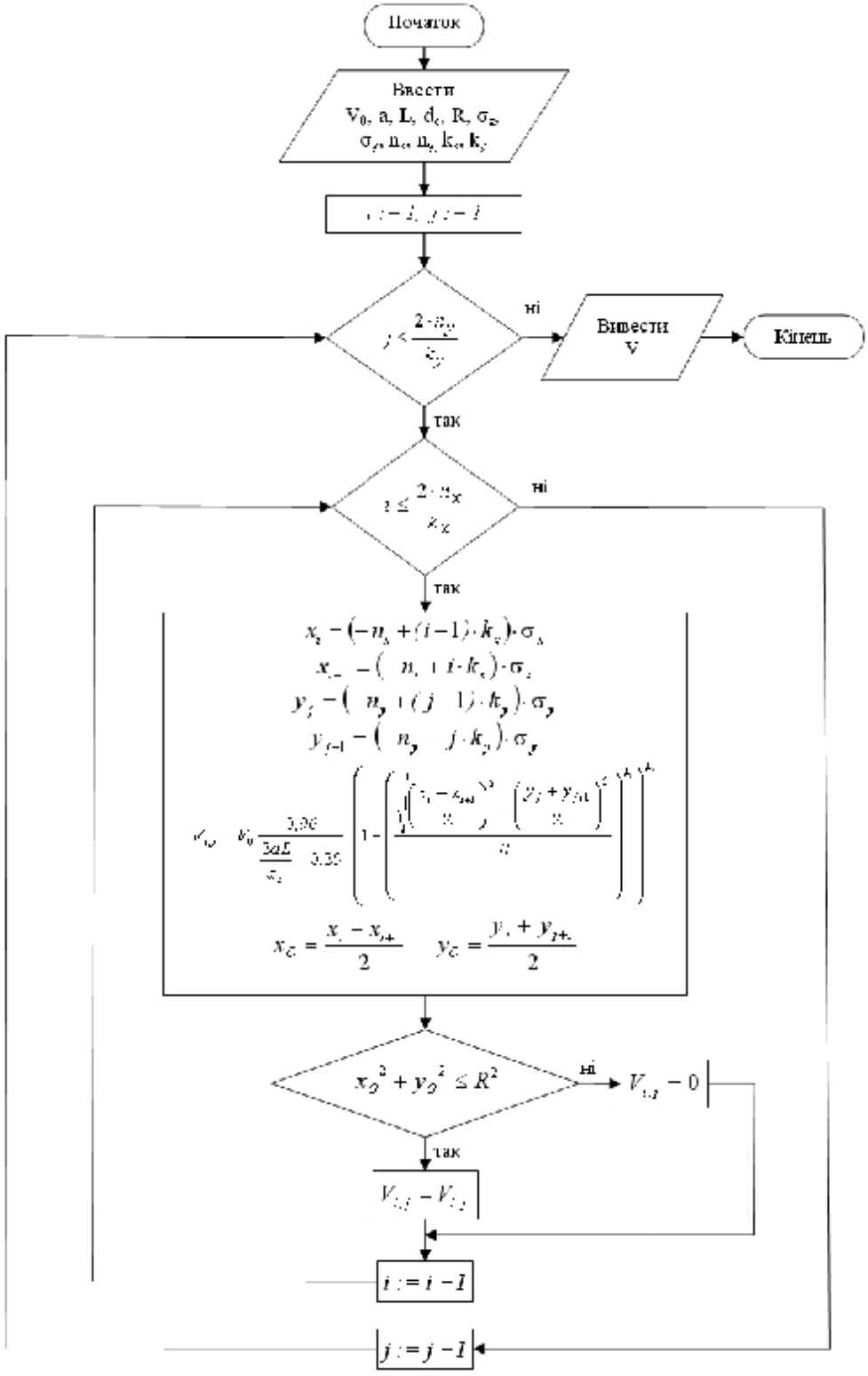


Рис. 6 Блок-схема алгоритму обчислення швидкості незв'язаних твердих тіл в поперечних перерізах струменя розпилення V_{ij}

Проаналізувавши розподіли швидкостей для різних значень, обчислені за формулою (6), ми встановили, що із збільшенням діаметра сопла і тиску в повітря в підвідному трубопроводі струминного апарата, осьова швидкість в міру віддалення від

сопла зростає, що, в свою чергу, веде до інтенсифікації обробки. Із збільшенням коефіцієнта турбулентності і густини робочого середовища осьова швидкість в міру віддалення від сопла спадає, що веде до зменшення інтенсивності обробки.

Висновки.

1. Проаналізована залежність, яка описує розподіл швидкостей в поперечних перерізах струменя розпилення у площині оброблення, нормальній до осі струменя, для сопла круглого перерізу.

2. Запропоновано простий спосіб модифікації форми епюри швидкостей, що дозволяє адекватніше описати розподіл швидкостей у поперечних перерізах струменя для його початкової ділянки і забезпечує легку адаптацію математичної моделі до реальних умов.

3. Реалізована в MathCAD програма дає можливість проаналізувати вплив параметрів обладнання, струменя і робочого середовища на розподіл швидкостей у струмені розпилення. За допомогою цієї програми для конкретних вхідних параметрів процесу побудовано графічні залежності розподілу швидкості в струмені розпилення.

4. Врахування розподілу характеристик робочого середовища (маси і швидкості) у поперечних перерізах струменя розпилення при математичному моделюванні процесу дає змогу забезпечити рівномірність обробки і покращити якісні показники поверхонь виробів.

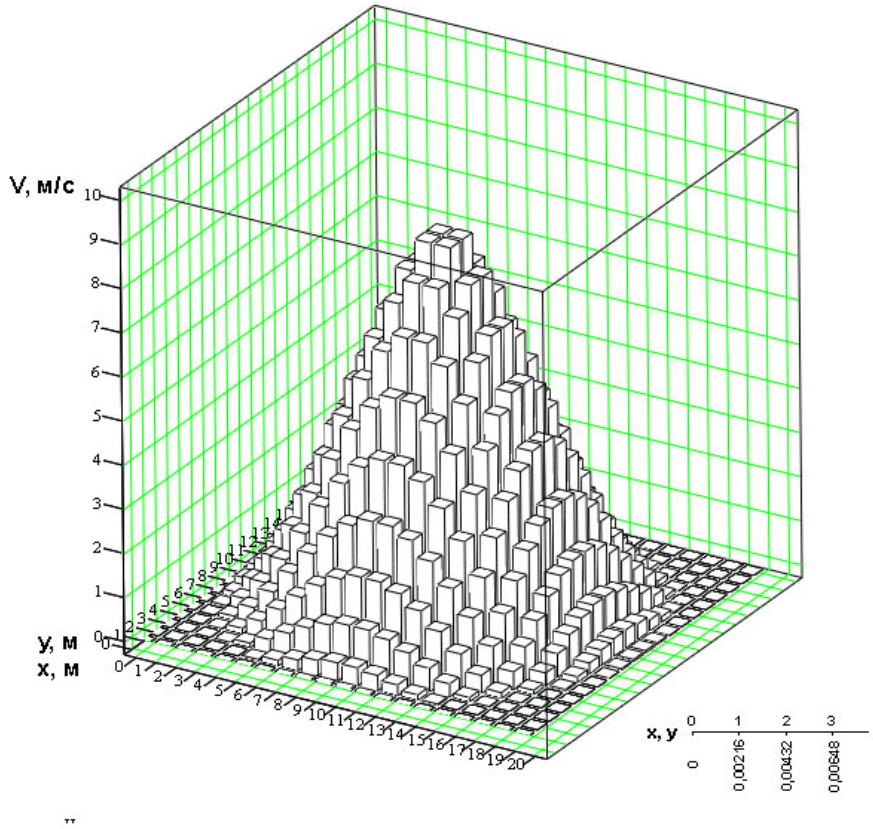


Рис. 7 Розподіл швидкостей в поперечному перерізі струменя розпилення для наступних параметрів обробки: $d_c = 0{,}01$ м; $L = 0{,}1$ м; $\Delta p = 0{,}5\times10^5$ Па; $\alpha = \pi/18$; $\rho_c = 1280$ кг/м3; $a = 0{,}14$; $k_1 = 1{,}5$; $k_2 = 2$; $\xi = 1$

5. Залежність для отримання розподілу швидкостей робочого середовища у поперечних перерізах струменя розпилення і запропонований на її основі алгоритм розрахунків

дозволять обчислити і дослідити розподіл кінетичної енергії у довільній точці поперечного перерізу струменя розпилення при обробленні криволінійних поверхонь, а також плоских поверхонь при обробленні з певним кутом атаки.

Список літератури: **1.** Wang L. Erosion Testing and Surface Preparation Using Abrasive Water-Jetting // ASM International, Journal of Materials Engineering and Performance. – 2004. – Vol.13, No.1. – P. 103-106. **2.** Зінь І., Студент М., Затхей Б. Зміцнювальна підготовка поверхні резервуарів перед нанесенням захисних покриттів // Вісник Львівського державного аграрного університету: Агроінженерні дослідження. - 2005. - №9. - С. 288-298. **3.** Luo J.; Bowen P. Effects of Temperature and Shot Peening on S–N Behavior of a PM Ni-Base Superalloy UDIMET 720 // Minerals, Metals & Materials Society and ASM Intl, Metallurgical and Materials Transactions A – 2004. - Vol.35, Suppl.1. – P. 1007-1016. **4.** Shiozawa K., Lu L. Very high-cycle fatigue behaviour of shot-peened high-carbon-chromium bearing steel // Blackwell Publishing, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. - 2002. - Vol.25, No.8-9. - P. 813-822. **5.** Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин. – К.: Тэхника, 1989. – 177 с. **6.** Саленко О.Ф., Струтинський В.Б., Загірняк М.В. Ефективне гідрорізання. Монографія. – Кременчук: КДПУ, 2005. – 488 с. 7. Impact Surface Treatment, edited by S.A. Meguid. – London and New York, 1986 – 326 p. **8.** Meguid S.A., Shagal G., Stranart J.C., Daly J. Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses - Theory, Methods and Applications // Elsevier Science, Finite Elements in Analysis and Design. – 1999. – Vol.31, No.3. - P. 179-191. **9.** Стоцько З.А., Стефанович Т.О. Енергетична концепція процесу струменевої обробки поверхонь незв'язаними твердими тілами // Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні. – 2005. – №39. – С. 99-104. **10.** Марець В.М. Разработка средств и методов повышения стабильности параметров покрытий элементов электронных приборов при струйном нанесении // диссертация на соискание научной степени кандидата технических наук. – Львов: ЛПИ, 1988. **11.** Стоцько З.А., Стефанович Т.О. Моделювання процесу струминної обробки поверхонь незв'язаними твердими тілами // Машинознавство. – 2005. – №6. – С. 31-34. **12.** Стоцько З.А., Стефанович Т.О. Математична модель розподілу маси речовини в струмені розпилення при струменевій обробці поверхонь незв'язаними твердими тілами // Вісник Національного університету "Львівська політехніка": Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні. – 2005. – №535. – С. 39-44.

Сдано в редакцию 21.03.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Тока А.

РЕШЕНИЕ КОНТАКТНОЙ ЗАДАЧИ ДЛЯ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧИ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ ТЕЛАМИ КАЧЕНИЯ

Стрельников В. Н. *(ЗАО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина)*

Features of the decision of a contact problem of thin-walled designs, including multilayered environments, with reference to transfers by gearing with intermediate bodies качения are considered.

Многие контактные задачи основаны на решении Герца [1], которое используется при взаимодействии несогласованных поверхностей с первоначальным точечным или линейчатым контактом. При этом расстояние между поверхностями вблизи точки

соприкосновения в направлении общей нормали имеет порядок 0 (r^2), где r - расстояние от точки касания, отсчитанное в касательной плоскости. Задача Герца достаточно точно отражает процессы при контакте зубчатых колес в подшипниках качения и других деталях машин. В практике встречаются случаи контакта согласованных поверхностей, когда первоначальная степень близости контактирующих поверхностей более высокая, чем в случае Герца и протяженность зоны контакта сопоставима с характерными размерами контактирующих тел. Примером такой задачи является сопряжение вал — втулка. Эта задача решена Штаерманом [2], [3], а уточненное решение с учетом конечных размеров вала дано Перссоном [4]. В зацеплении с промежуточными телами качения также имеет место контакт негерцевского типа. Однако сопряжение происходит не со сплошным валом, а с полым роликом.

Ролик в передачах с промежуточными телами качения представляет однослойную или многослойную цилиндрическую оболочку (рис. 1, 2). Условия контакта с вогнутой поверхностью зуба составляются для его внешней поверхности. В многослойных оболочках должны быть составлены также условия контакта для сопрягаемых поверхностей слоев оболочки.

Особенностью контакта тонкостенных конструкций является возможность прерывания сплошного контакта [5]. В пределах между крайними точками зоны контакта возможно отставание внешней поверхности ролика от впадины зуба. В многослойных роликах возникают участки расслоения.

Задачу о распределении контактных давлений и напряжений решаем приближенно. Дугу между крайними точками зоны контакта в поперечном сечении оболочки разбиваем на равное число частей. Из центра сечения в точки деления проводим радиусы. При разбивке образуются секторы с центральными углами 2α. Дуги вне зоны контакта также делим на равные части и проводим в точке деления радиусы, образуя секторы с центральными углами 2β. Секторы выделяют в оболочке конечные элементы.

Для однослойной оболочки контактную нагрузку в пределах каждого конечного элемента аппроксимируем линейным законом. Уравнения совместности деформаций составляем для наружного слоя оболочки по известному изменению кривизны сечения, считая вогнутую поверхность зуба недеформируемой.

Оболочку рассчитываем как бесконечно длинную, пренебрегая краевыми эффектами. Суммарную деформацию в любой точке сечения определяем методом суперпозиции, используя решения для базовой нагрузки из двух сосредоточенных противоположных сил q, отнесенных к единице длины образующей [6].

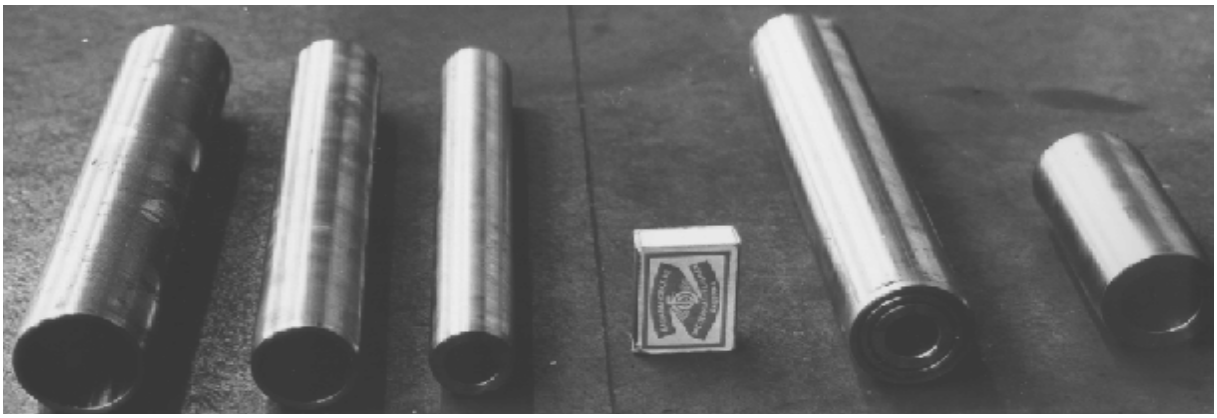


Рис. 1. Многослойные ролики редуктора рудоразмольной мельницы МШЦ 5000×6500

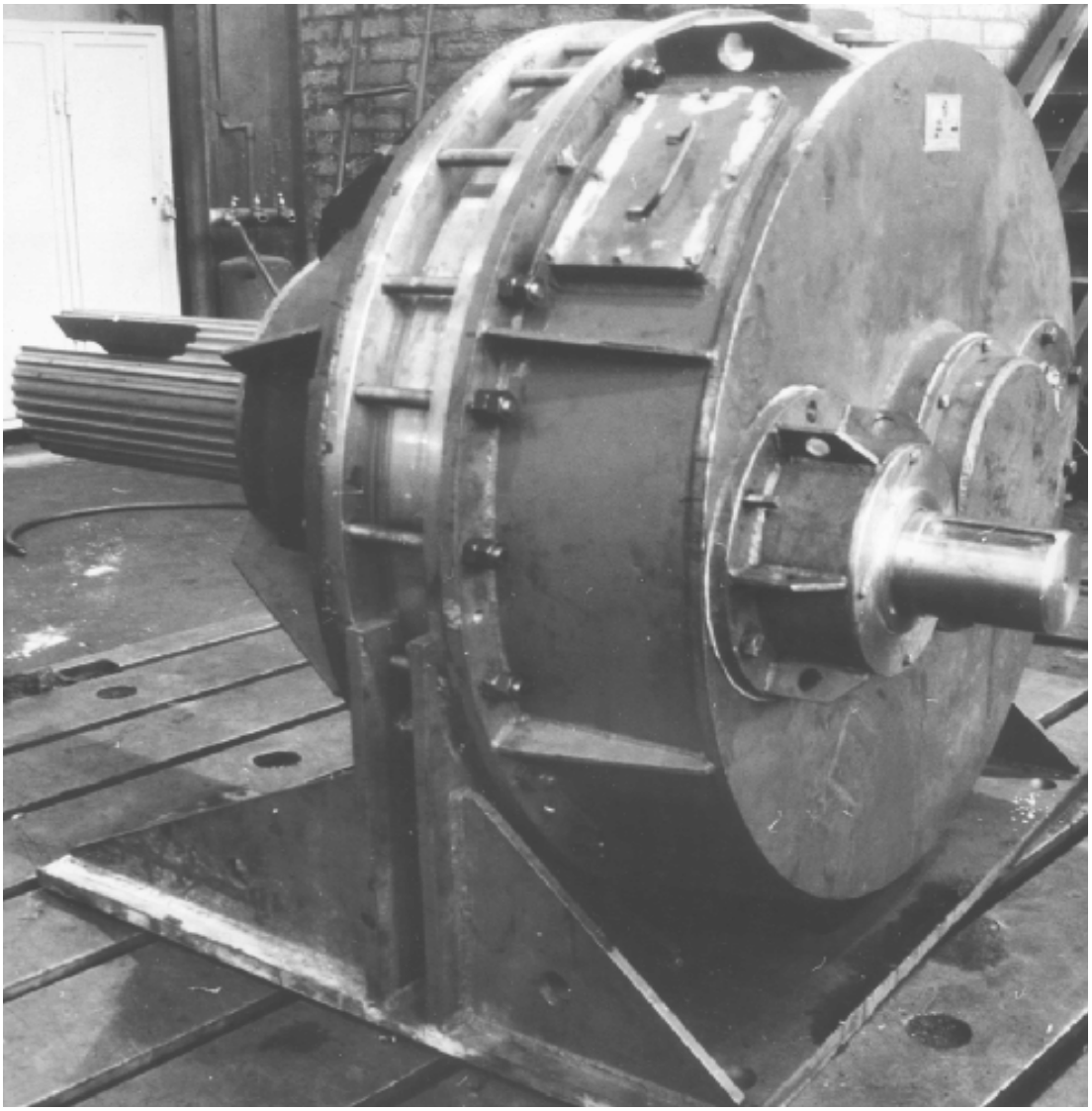


Рис. 2. Редуктор рудоразмольной мельницы МШЦ 5500×6500: масса 5351 кг; передаточное отношение 273,3; номинальный крутящий момент на выходном валу 370 КНм

Перемещения находим из решения системы дифференциальных уравнений для моментной теории цилиндрической оболочки [7], [8]:

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial^2 n}{\partial j^2} - \frac{\partial w}{\partial j} + x^2\left(\frac{\partial^3 w}{\partial j^3} + \frac{\partial^2 n}{\partial j^2}\right) = 0, \\ \frac{\partial n}{\partial j} - w - x^2\left(\frac{\partial^4 w}{\partial j^4} - \frac{\partial^3 n}{\partial j^3}\right) = -\frac{(1-u^2)a^2}{Eh} P_{(j)}. \end{aligned}\right\}$$

В системе уравнений давление $P(j)$ выразим через силы q, используя функцию Дирака:

$$P(j) = \frac{q}{a}[d\ (j\ ) + d\ (j\ - p\ )].$$

Разлагаем δ (φ) в ряды Фурье, получим

$$P(j) = \frac{q}{p\ a}[1 + 2\,(\cos\ 2\,j\ + \cos\ 4\,j\ + \cos\ 6\,j\ + ...)\ ].$$

Решая систему уравнений, определим радиальное перемещение $w(j)$ в виде ряда Фурье. Суммируя ряд Фурье, получим решение в замкнутой форме:

$$w = \frac{\left(1 - u^{\ 2}\right) a\, q}{p\ E\, hx^{\ 2}}\left[\frac{p^{\ 2}}{4}\cos j\ - 1 + \frac{p}{4} / \sin j\ / - \frac{p}{4} / j\ / \cos j\ \right].$$

Изменение кривизны поверхности представим через $w(j)$:

$$c\ = \frac{1}{a^{\ 2}}\left(\frac{\partial^{\ 2} w}{\partial j^{\ 2}} + w\ \right) = -\frac{(\ 1 - u^{\ 2}\ )\, q}{p\ \ a\, E\ hx^{\ 2}}\left(1 - \frac{p}{2} / \sin\ j\ /\ \right), \qquad (1)$$

где, $x^{\ 2}\ = \dfrac{h^{\ 2}}{12\, a^{\ 2}}$.

Деформацию в сечении оболочки от действия нагрузки в пределах конечного элемента найдем, рассматривая элементарную нагрузку как сосредоточенную силу:

$$dq = R\,P(j)dj\,. \qquad (2)$$

Зададим ориентацию сечения оболочки углом q, отсчитанным от сечения до центра конечного элемента. В формулах для c заменим на dc:

$$dc\ = -\frac{\left(1 - u^{\ 2}\ \right) R}{p\ E\, hx^{\ 2}}\left(1 - \frac{p}{2}\sin j\ \right) P\,(\ j\ )\, dj$$

Нагрузку в пределах конечного элемента аппроксимируем линейной функцией угла j:

$$P\,(\ j\ ) = \frac{1}{2}(\,P_{i+1}\ - P_i\ )\frac{(\ j\ - q\ )}{a} + \frac{1}{2}(\,P_{i+1}\ + P_i\ ),\quad q - a \le j \le q + a\,.$$

Интегрируя, получим зависимость w и χ от узловых нагрузок P_i, P_{i+1}:

$$c_j\ (q^{3}\, a) = \frac{P_i\, aR}{p\ D}\left[-\frac{p}{2a}\cdot \sin a\cdot \cos q - a + \frac{p}{2}\cos(\ q - a\ )\right] +$$
$$+ \frac{P_{i+1}\, aR}{p\ D}\left[\frac{p}{2a}\sin a\cdot \cos q - a - \frac{p}{2}\cos(\ q + a\ )\right].$$

Задаваясь углами q, соответствующими границами между элементами, получим в качестве множителей при различных P_i коэффициенты влияния нагрузки элементов на узловые точки.

Контактную задачу решим методом коллокации. Условие контакта установим по известному изменению кривизны в зоне контакта [8]. При контакте оболочки и впадины начальное и конечное сечения оболочки являются окружностями радиусов R_1 и R_2. Изменение кривизны равно: $c = R_1^{-1} - R_2^{-1}$.

Суммируя изменения кривизны в узле от всех нагрузок, получим полное изменение кривизны в виде линейной функции интенсивностей в узловых точках. Каждому узлу соответствует уравнение. Полная система уравнений содержит в качестве неизвестных интенсивности давлений во всех узлах. При отсутствии адгезии материалов ролика и впадины контактные даления, найденные из системы уравнений, должны быть положительны. Отрицательные решения указывают на отставание поверхностей на отдельных участках зоны контакта.

Из полной системы уравнений исключаются уравнения, номера которых совпадают с номерами неизвестных равных нулю. Выбирая, различные сочетания нулевых давлений, получим усеченные системы уравнений, отбрасываем системы, которые приводят к отрицательным решениям. Для положительных решений на участках нулевой интенсивности выполняем проверку отсутствия контакта. Среди отобранных положительных решений, каждому из которых соответствует определенная конфигурация зоны контакта, надо выбрать конфигурацию, которая реализуется физически. При фиксированных крайних точках зоны контакта реализуется конфигурация, которой соответствует наименьшая сжимающая сила. Каждому допустимому решению отвечает сжимающая сила, которая может быть вычислена по найденным интенсивностям давлений в узлах. Для найденных последовательно допустимых решений сравниваются соответствующие им сжимающие усилия. Решение, которому соответствует бóльшая сила, отбрасываем, путем конечного числа шагов приходим к решению, реализующему наименьшую силу. После выбора решения определяем напряженное состояние ролика.

В двухслойной оболочке выделяем нагрузки от внешнего контакта и нагрузки взаимодействия между слоями. Слои рассматриваем как самостоятельные оболочки, нагруженные в пределах каждого конечного элемента давлением постоянной интенсивности. Условие контакта внешней поверхности наружного слоя, как и в случае однослойной оболочки, устанавливаем по изменению кривизны, условие контакта между слоями из равенства радиальных перемещений.

Применим метод усреднения. Нагрузка P в пределах конечного элемента слоя вызывает в любом сечении в пределах другого конечного элемента радиальные перемещения и соответствующие им изменения кривизны, зависящие от углового расположения конечного элемента:

$$w_{iq} = \frac{(1-u^2)P_i Ra}{pEhx^2}\left[\frac{p}{2}(\sin a - a\cdot\cos a)\cdot\sin q + \right.$$

$$\left. + \frac{p}{2}\sin a\,(\sin q - q\cos q) + \frac{p^2}{4}\sin a\cdot\cos q - 2a\right],$$

где угол $q \le a$ отсчитывается от середины конечного элемента до сечения, в котором определяется деформация. Радиальному перемещению соответствует изменение кривизны:

$$\chi_{i0}= \frac{P_i d^{\,2}}{pD}[p\ \sin\ a\ \cdot \sin\ q\ -2a\ ],\qquad (q\ \geq a\ ).$$

Считая, что угол q изменяется в границах, соответствующих j-му конечному элементу, усредняем выражения для перемещения и изменения кривизны:

$$\overline{W}_{ji}=\frac{1}{(q_{2ij}-q_{1ij})}\int_{q_{1ij}}^{q_{2ij}} W_{iq}\,dq=\frac{P_i a^3 R}{pD}\left\{\frac{p}{2}(3\sin a-\cos a)\left(\frac{\cos q_{1ij}-\cos q_{2ij}}{q_{2ij}-q_{1ij}}\right)+\right.$$
$$\left.+\frac{p^2}{4}\sin a\left(\frac{\sin q_{2ij}-\sin q_{1ij}}{q_{2ij}-q_{1ij}}\right)-\frac{p}{2}\sin a\,\frac{q_{2ij}\ \sin q_{2ij}-q_{1ij}\ \sin q_{1ij}}{q_{2ij}-q_{1ij}}-2a\right\},\qquad (3)$$

$$\overline{c}_{ji}=\frac{1}{(q_{2ij}-q_{1ij})}\int_{q_{1ij}}^{q_{2ij}} c_{iq}\,dq=\frac{P_i a^2 R}{pD(q_{2ij}-q_{1ij})}\cdot[p\sin a(\cos q_{1ij}-\cos q_{2ij})-2a(q_{2ij}-q_{1ij})].\qquad (4)$$

Формулы (3) и (4) позволяют ввести коэффициенты, учитывающие влияние нагрузки i-ого элемента на перемещение и изменение кривизны j - го элемента:

$$\overline{W}_{ij}=C'_{ij}\cdot P_i,$$
$$\overline{c}_{ij}=C''_{ij}\cdot P_i.$$

Фиксируя j и суммируя члены выражений (1) и (2), получим полное перемещение и изменение кривизны конечного элемента от всей контактной нагрузки:

$$\overline{W}_j=\sum_{(i)} C'_{ij}\cdot P_i,\qquad (5)$$

$$\overline{c}_j=\sum_{(i)} C''_{ij}\cdot P_i.\qquad (6)$$

Выражения (5) и (6) позволяют составить условия совместности деформаций двухслойной оболочки. Для внешней поверхности ролика и вогнутой поверхности зуба они

составляются в соответствии с изменением кривизны, как и для однослойной оболочки, для контакта между слоями они заключаются в равенстве радиальных перемещений:

$$\overline{W}_j^{\,I}=\overline{W}_j^{\,II},$$

где $\overline{W}_j^{\,I}$ - радиальное перемещение наружного слоя, а $\overline{W}_j^{\,II}$ - радиальное перемещение внутреннего слоя.

Полная система уравнений для определения контактных давлений содержит две группы уравнений, связанных с условиями контакта для вогнутой поверхности зуба и условия контакта между слоями

$$\left.\begin{aligned}&\sum_{S=1}^{n} a_{j'S}\cdot P_S=\frac{p\,D\cdot D}{a^3 R_1}, && (j'=1,2,...k_1);\\ &\sum_{S=1}^{n} a_{j''S}P_S=0, && (j''=k_1+1,k_1+2,....n).\end{aligned}\right\}\qquad (7)$$

Коэффициенты $a_{j'S}$, $a_{j''S}$ – линейно зависят от коэффициентов влияния.

Решения системы уравнений (7) должны быть положительны. Исследуются различные подсистемы, которые получаются из основной системы, если часть контактных давлений принять равными нулю. В этом случае в основной системе опускаются строки, номера которых соответствуют нулевым давлениям.

Решения, содержащие отрицательные интенсивности нагрузки, отбрасываем. Для положительных решений проверяем условия отсутствия внешнего контакта, как и в случае однослойной оболочки. В зонах прилегания слоев проверяем отсутствие контакта на участках с нулевой нагрузкой. Критерием служит положительная разность радиальных перемещений внутреннего и наружного слоев. Отбор решений осуществляем по признаку минимума сжимающих сил.

Для каждых двух последовательно найденных решений, удовлетворяющих критерию допустимости, сравниваются сжимающие нагрузки. Из двух решений оставляем решение, приводящее к меньшей нагрузке. Окончательное решение соответствует минимальной нагрузке.

При расчете трехслойной оболочки необходимо удовлетворить условиям контакта на двух поверхностях раздела слоев, вместо одной. Для трехслойной оболочки существенно возрастает число конечных элементов слоев и число вариантов решений.

Для уточненного расчета напряженного состояния следует задаться отношением толщины слоев, которое выбираем из приближенного решения одноточечной контактной задачи и условия равнопрочности слоев.

Анализ уравнений контактной задачи показывает, что для однослойных оболочек конфигурация зоны контакта определяется величиной ее полной протяженности между крайними точками зоны контакта. При известном числе конечных элементов 2 и известной угловой протяженности конечного элемента $2a$ общая протяженность контактной зоны составит угол $4na$.

Полная система уравнений определения контактных давлений в однослойной оболочке:

$$\sum_{S=0}^{n} A_{kS}\, P_S = \frac{p\, D\, D}{a^3\, R_1};$$

заменой: $$P_{S-1} = \frac{p\, D\, D}{a^3\, R_1}\, c_S;$$

приводится к виду: $$\sum_{S=1}^{S=n+1} A_{k,S-1}\, c_{S-1} = 1.$$

Коэффициенты влияния являются функциями α. При выборе допустимых решений условие отставания трансформируется к виду:

$$\sum_{s=1}^{n+1} A_{S_r,\,S-1}\; c_S - 1 < 0, \qquad \text{если } c_{S_r} = 0.$$

Поэтому конфигурация зоны контакта протяженностью $4na$ зависит только от угла a..

При фиксированном числе конечных элементов $2n$ может быть составлена таблица решений c_i, соответствующая различным углам α и определяющая общую протяженность зон контакта. Значения c_i позволяют для контактного угла $4na$ построить

эпюры контактных давлений для оболочки в зависимости от задаваемой протяженности зоны контакта, пользуясь соотношениями:

$$P_{i-1} = \frac{p\ D\ D}{a^3\ R_1} c_i \qquad (i = 1,\ 2,\ ....,\ n+1),$$

где D — цилиндрическая жесткость оболочки, $r = R_2 - R_1$, R_1 - радиус оболочки, R_2 – радиус впадины, a – радиус срединной поверхности оболочки.

Первоначальный контакт поверхности ролика с вогнутыми поверхностями зубьев сателлита и центрального колеса является линейчатым и происходит по образующим цилиндрической поверхности. Нагрузка ролика происходит в результате радиального сближения зубчатых колес. При нагрузке происходит бифуркация зон контакта на вогнутых поверхностях зубьев. На каждой вогнутой поверхности зуба образуется две локальных контактных зоны. Расстояние между краями зон контакта на поверхности зуба в угловом измерении равно углу бифуркации $2g$, возрастающему с увеличением нагрузки. В многослойных роликах кроме бифуркации внешних зон контакта происходит расслоение.

Внешняя нагрузка определяет напряженное состояние оболочки. Для многослойных оболочек при известном соотношении толщины слоев дополнительным параметром кроме протяженности зоны контакта является величина $S = h_1 / R_1$, равная отношению толщины наружного слоя к внешнему радиусу R_1. Задаваясь значениями протяженности внешней зоны контакта $(2n—1)a$, параметром S, и решая системы уравнений, определяем конфигурацию деформированной внешней поверхности и участки контакта. В многослойных роликах определяем зоны расслоения первоначально сопряженных поверхностей.

Расчеты показывают, что контакт внешней поверхности ролика и вогнутой поверхности зуба сосредотачивается на двух небольших участках, угловое расстояние $(2-g)$ между которыми увеличивается с ростом нагрузки. Из расчета могут быть определены усилия N на площадках контакта. Зона контакта расщепляется и приводится к двум участкам. Зная величину усилий и рассматривая контакт как местный, можно рассчитать протяженность местной зоны контакта исходя из формул Герца или уточнить ее, применяя методику расчета Штаермана.

При деформации многослойных роликов происходит расслоение оболочек. Расположение участков контакта слоев соответствует расположению участка контакта наружной поверхности ролика. С ростом нагрузки увеличивается угловое расстояние между контактирующими участками наружной поверхности ролика и поверхности зуба. Под действием контактной нагрузки ролик испытывает деформации изгиба и сжатия. Напряженное состояние ролика определяется через контактные усилия.

Список литературы: **1.** Демидов С. П. Теория упругости. М.: Высшая школа, 1979. – 432 с. **2.** Штаерман И. Я. К теории Герца местных деформаций при сжатии упругих тел. – Докл. АН СССР. 1939. Т. 25, №5. С 360-362. **3.** Штаерман И. Я. Контактная задача теории упругости. М.: Гостехиздат, 1949.– 272 с. **4.** Persson A. On the stress Destribution of Cylindrical Elastic Bodies in Contact. – Dissertation, Chalmers Tekniska Hogskola, Cotebory, 1964. **5.** Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. М.: Мир, 1989. – 509 с. **6.** Бидерман В. Л. Механика тонкостенных конструкций. М.: Машиностроение, 1977. – 488 с. **7.** Ван Цзи Де. Прикладная теория

упругости. М.: Физматгиз, 1959. – 400 с. **8.** Григолюк Э. И., Толкачев В. М. Контактные задачи теории пластин и оболочек. М.: Машиностроение, 1980. – 416 с.

Сдано в редакцию 21.03.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ СИНТЕЗА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МНОГОПАРАМЕТРИЧЕСКИХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗУБАТЫХ ПЕРЕДАЧ

Финиченко В.А. *(ДонНАСА, г. Макеевка, Украина)*

The general(common) principle of system approach in synthesis of technological maintenance of multiparameter spatial engagements is resulted. The gear drive is esteemed as a member of a technical system, the object function is provided with which one by the conforming relative movement of working surfaces зубьев. The directions and ways of problem solving of optimization of mathematical and functional models of master schedules are intended.

1. Введение. Разработка новых технологических процессов для пространственных зубчатых передач, обеспечивающих качественную работу механизмов, является сложной и одновременно актуальной проблемой в связи с современными требованиями создания высокоточных механизмов. В ряде работ [3,4,7] рассмотрены отдельные вопросы синтеза технологий пространственных зацеплений применительно к конкретным условиям. Однако до настоящего времени отсутствует подход к разработке теоретических основ синтеза технологического обеспечения изготовления многопараметрических пространственных зубчатых передач.

Целью данной работы является разработка общих принципов системного подхода к синтезу технологического обеспечения изготовления многопараметрических пространственных зубчатых передач, обеспечивающих технико-экономическую эффективность механизмов, путем создания качественно новых, более прогрессивных схем нарезания зубьев.

2. Основное содержание и результаты работы. Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие основные задачи:

- разработать общий теоретический подход к решению проблемы создания и функционирования технологических процессов изготовления многопараметрических зубчатых передач;
- на основе обобщения результатов исследования технологических систем (схем), разработать аппарат системного подхода к анализу и синтезу технологических процессов изготовления пространственных зубчатых зацеплений;
- разработать геометро-кинематические основы технологии изготовления пространственных зубчатых зацеплений;
- разработать общие принципы проектирования технологических процессов изготовления пространственных зацеплений;
- выполнить исследования показателей качества и эффективности функционирования разработанных технологических схем;
- выполнить структурный синтез технологий и функциональный синтез оборудования;

– наметить перспективы развития технологии многопараметрических пространственных зацеплений.

При решении поставленных задач зубчатую передачу будем рассматривать как элемент технической системы, целевая функция которой обеспечивается соответствующим относительным движением рабочих поверхностей зубьев, являющимся функцией технологических процессов их изготовления.

При решении любой технологической задачи необходимо спрогнозировать ряд входных данных. Для зубчатых передач это прежде всего:

– возможные характеристики;
– условия работы.

При прогнозировании характеристик различают два их типа:

– определяющие характеристики X_O (материал заготовок, точность, габариты, стоимость);
– производные характеристики $X_П$ (зависимые от определяющих и выбираемые в каждом конкретном случае с учетом экономической целесообразности).

Анализ физических процессов при работе зубатых передач показывает, что на условия зацепления оказывают влияние [3]:

– исходные геометрические характеристики зубчатых колес, определяемые точностью технологического процесса и конструктивными параметрами;
– кинематические параметры зубчатых венцов, определяемые точностью базирования заготовки и инструмента при нарезании профилей зубьев;
– точность выполнения и относительное положение режущих кромок инструмента;
– точность сборки и тепловые явления.

Перечисленные выше погрешности относятся к типу первичных погрешностей, которые влияют на кинематику передачи, ее характеристики по К.П.Д. и передаваемой мощности.

Первичные ошибки можно разделить на две группы:

– к первой группе относятся ошибки, которые в процессе приработки сравнительно быстро устраняются и поверхности зубьев становятся сопряженными;
– ко второй группе относятся ошибки не устраняемые в процессе приработки и в результате параметры зубчатой передачи отличаются от расчетных (нарушаются условия контактирования зубьев, снижается несущая способность по прочности и по деформациям).

Выражение для расчета несущей способности по прочности (C) и по деформации (D) в общем случае можно записать в виде:

$$C = s_a \cdot \prod_{i=1}^{к} y_i^{n_i}; \tag{1}$$

$$D = E \cdot \prod_{i=1}^{к} y_i^{m_i}, \tag{2}$$

где y_i - геометрические размеры элементов конструкций; E - модуль упругости; σ_a - допускаемое напряжение.

Как видно из зависимостей (1) и (2), несущая способность представляет собой произведение случайных величин.

Плотности распределения несущей способности можно представить в виде:

$$\begin{aligned} j(C) &= j(C; M; K); \\ j(D) &= j(D; M; K), \end{aligned} \tag{3}$$

где M - материал, из которого изготовлена зубчатая передача (характеризуется законами распределения s и E); K - качество изготовления, характеризуемое законом распределения размеров y_i.

На практике в качестве закона распределения несущей способности чаще всего полагают нормальный закон (закон Гаусса), а параметры его (математическое ожидание и среднеквадратичное отклонение) находят одним из приближенных методов (приведенных возмущений или частных производных). В этом случае критерием надежности зубчатой передачи является вероятность ее безотказной работы:

$$P = (-\infty < C < +\infty) = \frac{1}{s_C \sqrt{2p}} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-\frac{(C-m_C)}{2s_C^2}} dC, \qquad (4)$$

где m_C - математическое ожидание несущей способности; s_C - среднеквадратичное отклонение величины C.

Определяющие характеристики вычисляются методами прогнозирования, производные – путем оптимизации по критериям экономической целесообразности с использованием результатов прогнозирования, математической и функциональной модели технологического процесса.

Принципиальная схема синтеза технологических процессов изготовления многопараметрических зубчатых передач показана на рис. 1.

Решение задачи сводится к отысканию набора производственных характеристик, который обеспечил бы максимум (минимум) оценочного критерия. При этом необходимо спрогнозировать определяющие характеристики, задачи решаемые технологическим процессом, и условия его функционирования, обеспечивающие заданные параметры зубчатой передачи.

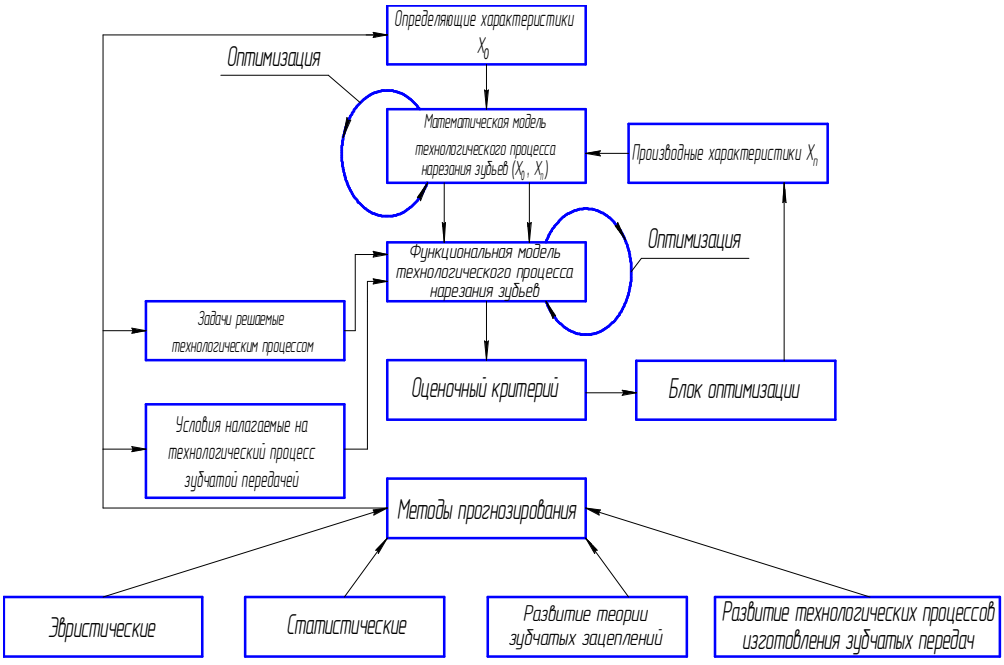


Рис.1. Принципиальная схема синтеза технологических процессов изготовления многопараматрических зубчатых передач

Из схемы видно, что как в математической модели, так и в функциональной модели может производиться внутренняя оптимизация (блок оптимизации).

Характер изменения определяющих характеристик, применительно к синтезу технологических процессов получения зубчатых передач, зависит от уровня развития науки и техники (изменение во времени прочности применяемых материалов, скоростей, быстродействия механизмов с зубчатыми передачами и т.п.).

Изменение определяющих характеристик происходит как эволюционным так и революционным путем. Первый путь – это медленное изменение характеристик, достигаемое совершенствованием существующих технологических процессов изготовления зубчатых передач. Второй путь – это быстрое изменение характеристик, достигаемое применением новых технологических процессов, новых физических принципов, новых технических идей.

С целью учесть перечисленные выше ошибки и получить сопряженные поверхности, тем самым улучшить условия контактирования и снизить нагрузки, применяют либо технологические процессы, позволяющие модифицировать рабочие поверхности зубьев [8] (эволюционный путь), либо разрабатывают новые способы изготовления зубьев, моделирующие работу зубчатого зацепления в передаче [4, 6] (революционный путь). Естественно, что новые способы позволяют существенно изменить отдельные определяющие характеристики, по сравнению с частичной модификацией.

Важным, если не определяющим, моментом при синтезе технологий является прогнозирование. Методы прогнозирования подразделяются на:

- эвристическое прогнозирование;
- статистическое прогнозирование;
- прогнозирование развития теории зубчатых передач;
- прогнозирование развития технологических процессов изготовления зубчатых передач.

Принцип эвристического прогнозирования состоит в оценке перспектив развития того или иного направления (в данном случае технологических процессов изготовления зубчатых зацеплений с необходимыми параметрами). Этот принцип объединяет: прогноз развития науки и техники в рассматриваемом направлении; анализ, расчеты и конструктивные проработки для определения заданных характеристик; статистическую обработку результатов первых двух позиций (получение функции распределения ожидаемой характеристики).

После разработки функциональной модели технологического процесса получения зубьев, выбора критерия, определения ограничений и получения входной информации, проводится оптимизация процесса.

Модель технологического процесса изготовления зубчатых передач в общем случае может быть представлена в виде:

$$T_{П} = \Phi(\bar{x}_i, t; \bar{u}; \bar{x}_i^{(m)}), \qquad (5)$$

где $\bar{x}(x_1, x_2 ..., x_n)$ - координаты технологического процесса (зависимые переменные); t - независимая переменная; $\bar{u}(u_1, u_2, ..., u_к)$ - координаты управления технологическим процессом; $\bar{x}^{(m)}(x_1^{(m)}, x_2^{(m)} ..., x_n^{(m)})$ - производные по независимой переменной.

Здесь под координатами подразумеваются фазовые координаты – минимальное количество параметров, с помощью которых характеризуется состояние рассматриваемого технологического процесса. При этом конкретное состояние системы можно представить в виде точки в фазовом пространстве.

Уравнение (5) представляет расчетную формулу критерия, на которое вводятся ограничения:

– на координаты технологического процесса:

–

$$x_i \in u_{i\partial on} \text{ при } i=1,2,\ldots,\ N; \tag{6}$$

– на координаты управления:

$$u_к \in u_{к\partial on} \text{ при } к=1,2,\ldots,\ K; \tag{7}$$

Связи между координатами, управления и независимой переменной:

$$x_1^{(m)},\ x_2^{(m)},\ldots,\ x_n^{(m)},\ t,\ u_1,\ u_2,\ldots u_к=0; \tag{8}$$

Начальные и конечные условия:

$$\begin{aligned} &\bar{j}\left(\bar{x}_0, \bar{x}_0^{(1)},\ldots,\bar{x}_0^{(m)}, t_0, \overline{U}_0\right)=0 \\ &\bar{y}\left(\bar{x}_{кон}, \bar{x}_{кон}^{(1)},\ldots,\bar{x}_{кон}^{(m)}, t_{кон}, \overline{U}_{кон}\right)=0 \end{aligned} \tag{9}$$

В зависимости от наличия и вида ограничений, количества этапов технологического процесса, различают методы оптимизации: аналитические или численные. Например, принцип максимума Л.С. Понтрягина [5], позволяющий решать задачи в случае наличия ограничений на управления и при любых связях между переменными; методы основанные на достаточных условиях В.О. Кротова [2] в случаях когда решения вариационных задач с учетом ограничений на управление и фазовые координаты не определяется принципами максимума (например, в случаях когда управления входят в функцию типа Гамильтона - линейно-вырожденные вариационные задачи); методы динамического программирования [1], когда из множества допустимых управлений $\bar{u}_{\partial on}$ находится управление $\bar{u}$, которое переводит технологическую систему из начального состояния $\bar{x}_0 \in \bar{x}_{0\partial on}$ в конечное $\bar{x}_{кон} \in \bar{x}_{\partial on\ кон}$ так, чтобы некоторый критерий $K(u)$ обращался в максимум; численные методы поиска экстремума функции одной или нескольких переменных $\Phi(\bar{u})$ (регулярные методы поиска экстремума) [6].

3. Заключение. Рассмотрен ряд вопросов разработки общих принципов синтеза технологических процессов изготовления многопараметрических зубчатых передач. Предложена математическая модель и возможные методы оптимизации технологических процессов в зависимости от наличия и вида ограничений.

Список литературы: 1. Беллман Р. Динамическое программирование. Пер. с англ., под ред. Н.Н. Воробьева - М.: Из-во иностранной литературы. 1960. **2.** Кротов В.Ф. Методы решения вариационных задач на основе достаточных условий абсолютного минимума - М.:«Автоматика и телемеханика», 1959. №12. **3.** Михайлов А.Н. Основы синтеза поточно-пространственных технологических систем непрерывного действия. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 379 с. **4.** Михайлов А.Н., Грубка Р.М. К вопросу чистовой обработки зубьев втулок зубчатых муфт с пространственной модификацией. // Сборник трудов XII международной научно технической конференции – В 5-ти томах. – Донецк: ДонНТУ, 2005. т.2.-с.275-276. **5.** Понтрягин

Л.С. и др. Математическая теория оптимальных процессов. М: ФизМАТГИЗ, 1961. **6.** Уайлд Д. Дж. Методы поиска экстремума - М.: Из-во: «Наука», 1967. **7.** Финиченко В.А. Пространственная модификация зубьев цилиндрических зубчатых колес.// Весник ДонГАСА. – Макеевка: ДонГАСА. 2004. – Вып. 5(47). – С.97-100. **8.** А.С. 1333486 СССР B23 F19/00. Способ обработки зубчатых колес с бочкообразным зубом и устройство для его осуществления / В.А. Финиченко, В.И. Ажажа, А.Н. Михайлов, А.М. Завадский, Н.Э. Тернюк (СССР). – 3653161/25-08 заявлено 17. 10.83. Опубл. 30.08.87.-Бюл. № 32, с.4.

Сдано в редакцию 16.05.06
Рекомендовано д.т.н. Седуш В.Я.

ВПЛИВ МЕХАНОАКТИВАЦІЙНОЇ ОБРОБКИ НА ТЕХНОЛГІЮ ОТРИМАННЯ МАТЕРІАЛУ ДЛЯ ЕЛЕКТРОКОНТАКТІВ

Чайка В.О., Філіппов Д.А. ***(ЗІЕІТ, ЗДНУ, м.Запоріжжя, Україна)***

The research considers the influence of the mechanic activated treatment of copper powder in the mid-energetic vibrating ball mill on the processes of the casting, pressing and compacting in electric contact production.

У зв'язку з великим обсягом виробництва різноманітних електричних комутаційних пристроїв в останні кілька десятиліть залишається високий попит на матеріали для електроконтактів.

Незважаючи на появу безконтактних засобів керування електричними колами, однією з численних груп електричних контактів є розривні контакти, що експлуатуються в різних умовах при багаторазовому замиканні, розмиканні і переключенні електричних кіл, найчастіше протягом короткого часу. Комутація супроводжується дуговими й іскровими процесами, що призводять до нагрівання контактів, зниженню їхніх механічних властивостей за рахунок рекристалізації і пластичної деформації, а також прискорення хімічних процесів зносу контактів. Тому до контактних матеріалів пред'являються вимоги, які найчастіше виключають один одного [1, 2, 3].

Пропоновані контакти з міді марки М1 недорогі, але мають незадовільну стійкість через низьку температуру рекристалізації міді навіть у нагартованому стані. До контактів з підвищеною стійкістю відносяться контакти з напайками із срібловміщуючих сплавів або псевдосплавів типу МДК. Вони здатні працювати тривалий час, але мають високу вартість.

Зараз набули широкого поширення порошкові технології виробництва, які в основних рисах однакові: змішування порошків основи та легуючих компонентів, пресування заготівок, їхнє спікання, друга обробка тиском (допресування, прокатка, екструзія і т.д.), відпал, механічна обробка (при необхідності). В результаті метал-зміцнювач перетворюється в тонкодисперсійні частки оксиду з високою рівномірністю розподілу по об’єму [4], що забезпечує високі якості матеріалу.

Однією з нових технологій є механоактиваційна обробка (МАО) вихідних порошків. У літературі описані технології одержання контактних матеріалів на основі

міді і срібла з застосуванням МАО в млинах різного типу. Обробка триває від декількох хвилин до десятків годин у різних середовищах (повітря, водень, аргон, вакуум). У результаті досягається однорідний розподіл легуючих компонентів в матриці або формування фази або аморфної структури матеріалу [5, 6, 7].

У джерелах [8, 9] наводяться звіти про матеріали електроконтактів різного призначення, отриманих із застосуванням механоактиваційної обробки на повітрі вихідних порошків. Основою матеріалу - порошкова мідь, що легують порошки Al, Ti, C, O. У процесі обробки відбувається утворення оксидів титану одночасним відновленням окислів міді. Розмір дисперсійно-зміцнюючих часток 0,02 – 0,04 мкм. Остаточні властивості виробам надаються в процесі гарячого пресування або екструзії. Дані матеріали мають у порівнянні з традиційними підвищений ресурс роботи і невисоку вартість. В джерелі [10] наведено дані про одержання міді, зміцненої дрібнодисперсною Al_2O_3. Технологічний процес включає високоенергетичну МАО, під час якої мідь легувалася алюмінієм. Отриманий матеріал зберігає твердість при температурах понад 800 ^oC.

Таким чином, у силу можливостей, які має порошкова металургія, є доцільним продовжувати роботи зі створення металокерамічних матеріалів для електроконтактних виробів із застосуванням нових технологічних процесів, зокрема, МАО у кульовому млині вихідних порошків перед пресуванням.

Цей метод дозволяє варіювати хімічний склад у широких діапазонах, що перевищує межі розчинності, одержувати матеріали з різним фазовим і структурним станом. Процеси інтенсивної деформації під час багаторазового механічного перемішування (зіткнення), контактне зварювання, пресування і видавлювання складової суміші, які протікають у кульовому млині при МАО, дозволяють виготовляти сплави заданого фазового складу з характерною мікроструктурою, що забезпечує необхідний рівень властивостей.

З огляду конструкцій та характеристик млинів, що застосовуються дослідниками, можна зробити такі узагальнення: а) для досліджуваної групи сплавів переважно застосовуються вісокоенергетичні коштовні планетарні и вібраційні кульові млини і їх комплекси; б) удосконалення технологій обробки у таких млинах спрямовано на підвищення енергії, що вноситься у матеріал, за рахунок підвищення швидкості обертання, частоти і амплітуди вібрації, ускладнення характеру руху помольних тіл. Такий підхід робить важким фіксацію станів у системі, що зазнає стадійних перетворень.

Мета роботи – дослідити, як механоактиваційна обробка порошків на основі міді в середньо енергетичному вібраційному кульовому млині впливає на процеси спікання, пресування та ущільнення при виробництві електроконтактів та перевірити можливість використання обробленого порошку як легуючого компоненту для готування шихти.

У роботі проводилися дослідження з використання середньо енергетичних вібраційних млинів для МАО порошків. Переваги цього виду устаткування в його простоті, безпеці, можливості регулювати процеси, що проходять у робочому просторі млина. Використовувалася розроблена конструкція млина на базі типового вібратора типу вібродошки. Конструкція являє собою металевий каркас у вигляді столу зі знімними чотирма циліндрами. Поверхня столу спирається на чотири пружини, зв'язані з з'єднаними між собою чотирма стійками. На стійках установлено вібратор, неврівноважені маси валу якого дозволяють поверхні столу робити вертикальні коливальні рухи з частотою вібрації 11 Гц і амплітудою не більше 6 мм. Циліндри, встановлені в млині, мали об’єм 1000 $см^3$. Коефіцієнт заповнення циліндра кульками 0,75. Співвідношення маси кульок і маси шихти 20:1. Маса шихти в циліндрі ≈ 300 г.

З метою збільшення ефективної поверхні зіткнень куль в роботі було запропоновано і розрахунками обґрунтовано, застосування набору куль, діаметри яких співвідносилися б як діаметри пор в щільно упакованій структурі гратки типу ГЦК. З набору стандартних діаметрів куль були відібрані ті, які відповідали співвідношенню радіусів R: 0,41R: 0,225R, але з деяким допуском, щоб куля меншого діаметру, що попала до пори в укладці куль найбільшого діаметру, могла виконувати коливальні рухи. Як показали результати комп'ютерного моделювання співвідношення діаметрів куль оптимального набору для заданого млину 15:5:3, і кулі меншого діаметру при своєму русі в порах вносять енергетичний вклад ~ 10% всіх енерговиділень, але при цьому вони розвивають лінійну швидкість у 3-4 рази більшу, ніж основні кулі. Таким чином, кулі меншого діаметру мають підвищену кінетичну енергію, яка передається частинці подрібнюю чого матеріалу.

Запропонована в роботі зупинка в режимі обробки кожної години на півгодини забезпечує не тільки вирівнювання температури між частинками порошку та кулями, тепловідвід від найбільш нагрітих ділянок системи до менш нагрітих, а і релаксаційні процеси в МАО матеріалі та фіксацію спектра проміжних метастабільних станів.

На першому етапі досліджень визначався вплив МАО на основні технологічні характеристики шихти. Як матеріал для досліджень були обрані склади Cu+1% Cd+1% Al_2O_3 і Cu+25% Cd+25% Al_2O_3. Тривалість МАО для кожного з матеріалів склала 0,5, 1 і 3 години. Оцінювалася можливість хімічного легування і дисперсійного зміцнення мідного порошку при МАО. А також перевірялася можливість використання МАО порошку Cu + 25% Cd + 25 % Al_2O_3 як легуючого компоненту для шихти мідних електроконтактів.

Для порівняння властивостей шихти з і без МАО були підготовлені 2 партії шихти (1–й і 2-й складів) із застосуванням змішувача. Контрольна проба змішувалася в плужковому змішувачі протягом 1 години. Маса контрольної проби 2 кг.

На перший погляд вибір складу матеріалу Cu+1% Cd+1% Al_2O_3 для розривних електроконтактів викликає сумніви. Як відомо, Al_2O_3 під впливом теплового потоку дугового розряду сегрегує та концентрується на поверхні. Випарування міді і кадмію (CdO за умов роботи на повітрі) призводить до розпушення структури та збільшенню схильності робочого шару до руйнування. Але, як показали дослідження, МАО дозволяє отримати матеріал, що не має вище наведених властивостей за рахунок структурних і фазових змін.

У роботі були отримані такі основні результати.

Після 0,5 години МАО складу Cu + 1% Cd + 1% Al_20_3 відмічено потемніння шихти та отримання однорідного за розміром (≤ 40 мкм) порошку. При збільшенні часу обробки зберігається колір, характерний для мідного порошку, а найбільші розміри частинок збільшуються до 100 мкм. Для другого складу Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3 відмічена значна зміна кольору від попелясто - сірого (після 0,5 години МАО) до темно – сірого (після 1 години МАО) і майже чорного (після 3 годин МАО). Така зміна пов'язана зі значним окисленням частинок порошку. Відмічена також зміна форми часток, що впливає на властивості порошку. Так, для складу Cu + 1% Cd + 1% Al_20_3 поряд з укрупненням частинок відмічається зміна форми часточок від дендритної до кулеподібної. А частинки порошку Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3 після МАО мають здебільшою форму луски та уламків.

Основні технологічні характеристики шихти були отримані при вимірюванні сипучості, щільності та густини порошку після пресування, спікання, допресування, а також твердості зразків виробів.

Сипучість порошкового матеріалу істотно впливає на можливість виготовлення виробів складної форми або виробів, що мають співвідношення висоти та ширини більше 3. Метод визначення сипучості (ДЕРЖСТАНДАРТ 20899-75, СТ СЕВ 2285-80) базується

на реєструванні часу висипання порошків з воронки, що самовільно просипаються крізь калібрувальний отвір діаметра 2,5 мм. Маса кожної проби 50 г, кількість проб – не менше 10. Результати визначення сипучості наведені в таблиці 1. Зміна сипучості порошку пояснюється зміною форми часток.

Таблиця 1. Сипучість шихти

Час МАО, год.	Час висипання, с	
	Cu + 1% Cd + 1% Al_20_3	Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3
0	Не сиплеться	16
0,5	Не сиплеться	Не сиплеться
1	7	Не сиплеться
3	3,5	Не сиплеться

Щільність є однією з основних властивостей матеріалу, що визначає технологічність виготовлення виробів. Визначення щільності виконувалось згідно СТ СЕВ 2283-80 та ДЕРЖСТАНДАРТу 19440-74 із застосуванням воронки діаметром отвору 5 мм. Результати досліджень наведені в таблиці 2.

Таблиця 2. Щільність шихти (х 1000 кг/м^3)

Шихта	Час МАО, год.			
	0	0,5	1	3
Cu + 1% Cd + 1% Al_20_3	1,91	3,26	3,24	3,19
Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3	1,45	1,88	1,69	1,64

Згідно таблиці 2 щільність шихти Cu + 1% Cd + 1% Al_20_3 збільшується на 70-75 %. Причому, зі збільшенням часу МАО щільність трохи зменшується. Порівняно з цим для шихти Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3 щільність збільшується лише на 15-30 %, що пояснюється складом шихти.

Подальші дослідження охоплювали процеси, що використовуються при виготовленні контактів: пресування, спікання і допресування зразків, шихти для яких попередньо піддавалася МАО. Зразки у формі контактів, на яких визначалися технологічні характеристики шихти, спочатку пресувалися під різними тисками: 200, 400 і 700 МПА; а потім спікалися при температурі 900°С ± 5°С протягом 1,25 години. Спікання проводилося в контейнері з плавким затвором у засипці Al_2O_3, прожареної при температурі 1100°С з додаванням 0,05% парафіну (для створення безокисної атмосфери). Режим спікання: посадка контейнера в піч при t 300°С, витримка 2 години, підвищення температури до 600°С, витримка 1 година, підвищення температури до 900°С, витримка 1,25 години, витягнення контейнера з печі з охолодженням на повітрі.

У результаті огляду спечених зразків виявлено наступне:

1) зразки складу Cu+1%Cd+1%Al_2O_3 мають на поверхні кольорову мінливість, що свідчить про поверхневе окислювання матеріалу киснем, що лишився в контейнері під час спікання. Поверхня чиста, без слідів розплавлювання, здуттів, тріщин і випотівань.

2) зразки складу Cu+25%Cd+25%Al_2O_3 мають сіро-бурий колір зі змінами1 до більш темного зі збільшенням часу МАО. Поверхня зразків, що пресувалися при 200 МПа із шихти після 0,5 і 1 години МАО, а також спресованих при 700 МПа із шихти після 3 годин МАО, чиста, однорідна. В інших зразках на поверхні є сліди розплавлювання і випотівання матеріалу.

Таким чином, підбираючи склад матеріалу, час МАО та тиск пресування можна отримати матеріал, який при нагріванні не поводиться так, як можна було чекати від матеріалу з Cd та Al_2O_3. Тобто процеси розплавлення на поверхні, або здуття, розтріскування чи випотівання не спостерігалися.

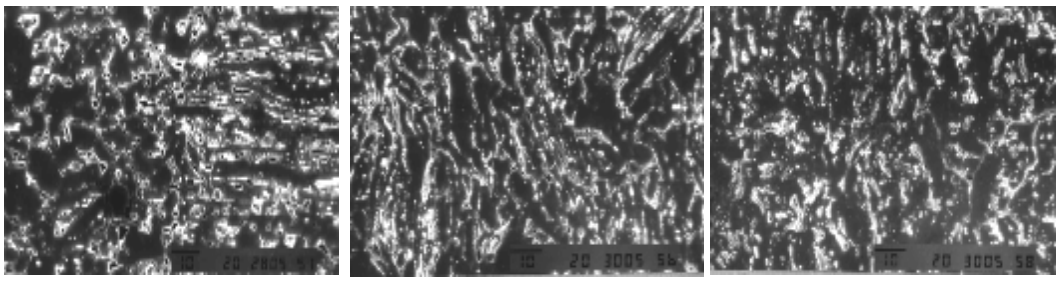
Для аналізу мікроструктури і розподілу елементів застосовували метод растрової електронної мікроскопії (РЕМ) і рентгеноспектрального мікроаналізу (РСМА). Дослідження мікроструктури зразків виконали на металографічних шліфах після електрохімічного травлення (анод – зразок) в електроліті, насиченим розчином хромового ангідриду в ортофосфорній кислоті при сталій напрузі протягом 10 с.

Роботу по дослідженню мікроструктури виконали на растровому електронному мікроскопі GSM T300 виробництва фірми GEOL (Японія), при напрузі прискорення 20 кВ, діаметрі електронного зонда 40 Å з реєстрацією зображення у вторинних електронах.

Локальний аналіз складу зразків виконали методом РСМА за допомогою системи енергодисперсійного мікроаналізу PHOENIX виробництва фірми EDAX (США), встановленої на мікроскопі GSM T300. Аналіз розподілу хімічних елементів в зразках виконали шляхом реєстрації характеристичних елементів в режимі квартирування.

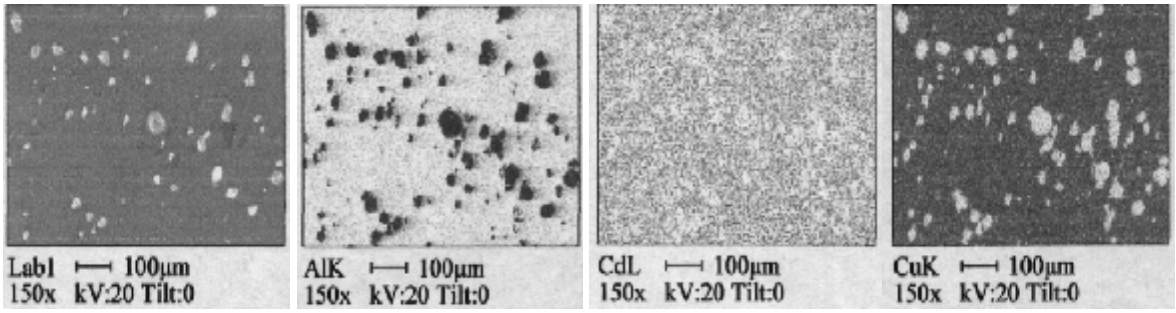
На рисунку 1 наведені зображення у вторинних електронах мікроструктури зразків, виготовлених з шихти після МАО, пресування при 200 МПа, спікання и допресування при 700 МПа. Зміна мікроструктури для інших зразків аналогічна. Для зразка з шихти після 0,5 год. МАО (рис.1-а) характерна частково шарувата мікроструктура, частково з рівноважних часток. Збільшення часу МАО до 1 год. (рис.1-б) приводить до шаруватої структури, причому товщина шару трохи збільшена. Для зразків з шихти після 3 год. МАО (рис.1-в) ми отримали мікроструктуру зі збільшеними розмірами частинок неправильної форми. Характерно, що довжина меж між частинками значно скорочується, що свідчить про взаємну дифузію між частинками.

Результати дослідження розподілу хімічних елементів у тих же зразках шляхом реєстрації характеристичних рентгенівських спектрів наведені на рисунках 2 – 4. На рис. 2 наведені зображення для зразка з шихти без МАО, але після пресування, спікання і допресування. На рис.2-а - зображення у вторинних електронах, 2-б – при Al-K_α випромінюванні, 2-в - при Cd-K_α випромінюванні і 2-г - при Cu-K_α випромінюванні. Темний фон свідчить про наявність відповідних хімічних елементів. Розподіл Cu, Al, Cd нерівномірний і при зіставленні зображення у вторинних електронах легко можна визначити, які частинки до якого складу відносяться.



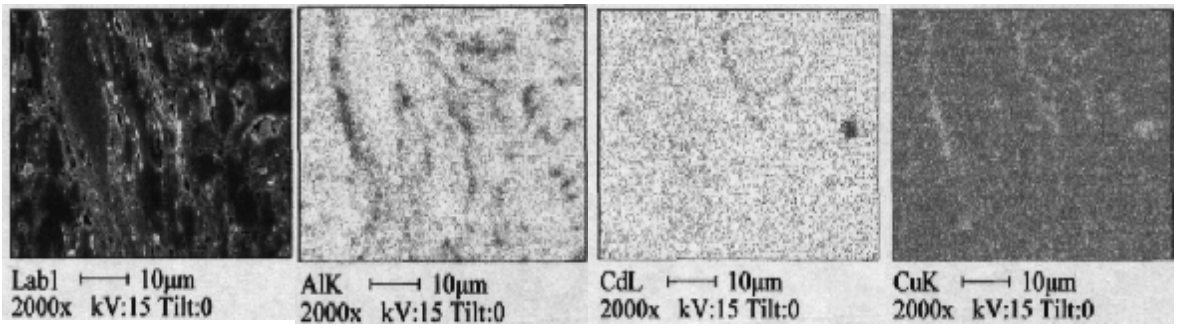
а) б) в)

Рис.1. Мікроструктура зразків з шихти після МАО, пресування, спікання і допресування



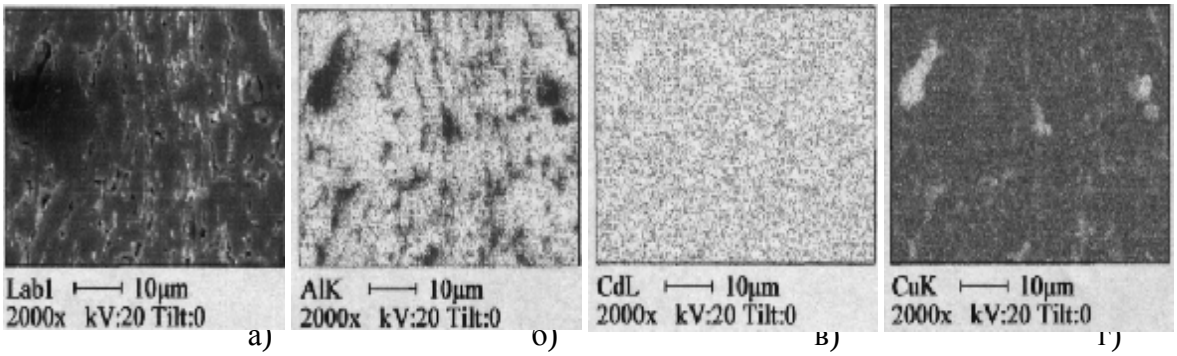
а) б) в) г)

Рис.2. Зображення зразка з шихти без МАО після пресування, спікання і допресування



а) б) в) г)

Рис.3. Зображення зразка з шихти після 0,5 год МАО після пресування



а) б) в) г)

Рис.4. Зображення зразка з шихти після 0,5 год МАО після пресування, спікання і допресування

На рисунку 3 наведені зображення для зразка з шихти після 0,5 год. МАО і пресування. Як і для зразка без МАО, на рис.3-а - зображення у вторинних електронах, 3-б – при Al-K_α випромінюванні, 3-в - при Cd-K_α випромінюванні і 3-г - при Cu-K_α випромінюванні. Хоча розподіл Cu, Al, Cd нерівномірний, проте немає чіткої межі між частинками Cu, Al_2O_3 та Cd, що дозволяє говорити про взаємну дифузію хімічних елементів частинок під час МАО.

На рисунку 4 наведені зображення для зразка з шихти після 0,5 МАО, пресування, але вже й після спікання, і допресування. Як і для попередніх зразків, на рис.4-а - зображення у вторинних електронах, 4-б – при Al-K_α випромінюванні, 4-в - при Cd-K_α випромінюванні і 4-г - при Cu-K_α випромінюванні. Добре видно, що в зразку є місця, де наявні й Cu, й Al, а розподіл Cd майже рівномірний, що свідчить про збільшення взаємної дифузії.

Результати дослідження розподілу хімічних елементів для інших зразків аналогічні вже наведеним. Таким чином, МАО сприяє початку взаємної дифузії хімічних елементів частинок, а подальше спікання і допресування посилює її.

У результаті обмірювань, зважувань і розрахунків густини і усадки (росту) зразків, вимірювання твердості було встановлено, що час МАО і склад впливають на поведінку матеріалу.

В таблиці 3 наведено результати дослідження для шихти Cu+1%Cd+1%Al_2O_3. Характерно, що для зразків, шихта яких піддавалася МАО, помітно якесь (до 6%) зменшення густини після спікання. Таке поводження типове для мідного порошку. Після допресування при тискові 700 МПа густина зростає на 10 ÷ 30 %. При цьому змінюється твердість зразків, для деяких зразків твердість зростає на 15 ÷ 25 %.

Таким чином, підбираючи час МАО, тиск пресування і допресовуючи зразки можна підвищити густину і твердість зразків. Найбільш оптимальні результати були отримані для зразків з шихти Cu+1%Cd+1%Al_2O_3 після 0,5 та 1 години МАО, які пресували під тиском 700 МПа, а потім спікали і допресовували. Хоча їх густина на 2,5 % менша за зразків без МАО, проте твердість зросла на 17÷ 27 %. Треба відзначити, що зразки з шихти після 3 годин МАО мають високу твердість та невисоку густину (у середньому на 1400 кг/м^3 менша), що, мабуть, пов'язане зі збільшенням твердості матеріалу та зі збільшенням кількості частинок матеріалу у вигляді уламків.

Визначення густини зразків з шихти Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3 показало низьку густину, яка значно (до 45 %) знижується після спікання (див. табл. 4). Оскільки таку шихту не доцільно використовувати, подальші дослідження для цієї шихти не проводилися.

Таблиця 3. Технологічні характеристики шихти Cu+1%Cd+1%Al_2O_3

Тиск пресування, Мпа	Час МАО, год	Густина, Х1000, кг/м^3	Густина після спікання, Х1000 кг/м^3	Густина після допресування, Х1000 кг/м^3	Твердість, НВ
200	0	5,87	6,03	7,78	87
	0,5	6,64	5,9	7,53	90
	1	6,18	5,87	7,71	99
	3	5,26	5,22	6,33	86
400	0	7,06	7,02	7,92	87
	0,5	6,60	6,34	7,54	99
	1	6,89	6,73	7,74	90
	3	5,62	5,55	6,19	87
700	0	7,57	7,48	8,01	85
	0,5	7,41	7,40	7,81	108
	1	7,82	7,47	7,98	100
	3	6,39	6,26	6,60	107

Таблиця 4. Зміна густини шихти Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3

Тиск пресування, МПа	Час МАО, год.	Густина, Х1000 кг/м^3	Густина після спікання, Х1000 кг/м^3
200	0	3,29	
	0,5	4,18	2,87
	1	4,12	3,38

	3	4,15	3,33
400	0	3,73	
	0,5	4,42	3,54
	1	4,44	4,06
	3	4,33	3,90
700	0	4,11	
	0,5	4,85	4,08
	1	4,78	4,22
	3	4,74	4,25

Таблиця 5. Технологічні характеристики шихти Cu + 4% (Cu + 25% Cd + 25% Al_20_3)

Тиск пресування, МПа	Час МАО, год.	Густина, Х1000 кг/м^3	Густина після спікання, Х1000 кг/м^3	Густина після допресування, Х1000 кг/м^3	Твердість, НВ
200	0,5	6,24	6,34	8,22	105
	1	6,38	6,51	8,21	103
	3	6,23	6,35	8,05	88
400	0,5	6,99	7,01	8,06	93
	1	7,10	7,10	8,11	87
	3	7,14	7,21	8,14	87
700	0,5	7,80	7,73	8,22	88
	1	7,85	7,83	8,26	88
	3	7,86	7,42	8,18	85

Для досліджувань взяли склад, аналогічний Cu+1%Cd+1%Al_2O_3, для цього змішали 96 % мідного порошку ПМС-1 і 4 % суміші Cu+25%Cd+25%Al_2O_3 після МАО. Зразки цього складу у формі контактів також пресували під різними тисками, спікали і допресовували, як це робили для зразків складу Cu+1%Cd+1%Al_2O_3. У результаті огляду спечених зразків виявлено, що поза залежністю від часу МАО зразки мають зовнішній вигляд, аналогічний зразкам Cu+1%Cd+1%Al_2O_3. Результати визначення густини і твердості наведено в таблиці 5.

З таблиці 5 видно, що після спікання густина, за незначним винятком, не зменшується, а зростає. Після допресування густина значно зростає, в деяких випадках до 30 %. Результати досліджень також показують, що використання МАО порошків в якості легуючого компоненту дозволяє істотно збільшити твердість порошків, причому досить 0,5-1 години обробки і невисоких зусиль пресування 200 МПа.

Висновки

1. МАО у середньоенергетичному вібраційному млині дозволяє одержувати порошки на основі міді для електроконтактів з хорошими технологічними характеристиками.
2. МАО порошки можна використовувати як легуючий компонент для поліпшення технологічних характеристик.

3. Для обраного складу електроконтактів оптимальним є застосування МАО порошку після 0,5 години обробки як легуючого компоненту, пресування з тиском 200 МПа й подальше спікання і допрессування.
4. Доцільно продовжити пошук оптимальної технології виготовлення електроконтактів з використанням МАО.

Список літератури: 1. Степанчук А.Н и др. Технология порошковой металлургии/ А.Н. Степанчук, И.И. Билык, П.А. Бойко. – К.:Выща шк. Головное изд-во, 1989.- 415с.:ил. 2. Порошковая металлургия. Материалы, технология, свойства, области применения: Справочник/ И.М. Федорченко, И.Н. Францевич, И.Д.Радомысельский и др. – К.: Наук.думка, 1985.- 624 с. 3. Спеченные материалы для электротехники и электроники. Справочное издание. Гнесин Г.Г., Дубок В.А,. Братерская Г.Н., Ковенский И.И., Левченко Г.В., Минакова Р.В., Падерно Ю.Б., Панасюк О.А., Теодорович О.К., Тульчинский Л.Н. – М.: Металлургия, 1981.-344 с. 4. Актуальные проблемы порошковой металлургии// Под.ред. Романа О.В. Арунагалама В.С.- М.: Металлургия, 1990.- 232с. 5. Сереброникелевые электрические контакты с повышенной износостойкостью. А.Б.Альтман, Ф.Х.Ариника, В.А.Бродов, Н. П. Мелашенко//Новое в электрометаллокерамике. Выпуск 2. М.: Информэлектро, 1971.- 55 с. 6. Свойства сереброникель-графитовых композиций с мелкодисперсной структурой для коммутирующих контактов. В. А. Бродов, Н. П. Мелашенко, Ф. Х. Ариника //Новое в электрометаллокерамике. Выпуск 2. М.: Информэлектро, 1971.- 55 с. 7. Аксенов А.А., Просвиров А.С., Кудашов Д.В., Герман И.С. Структура и свойства композиционных материалов на основе Cu-Cr, полученных методом механического легирования.- Цветная металлургия, 2004, №6.- 234 с. 8. Шалунов Е.П., Довыденков В.А., Данилов Н.В., Коноплев В.Н. Внутренне окисленные и внутренне востановленные дисперсно-упрочненные материалы на основе порошковой меди и их промышленное производство в России. //Международная конференция «Новейшие процессы и материалы в порошковой металлургии». - К.: НТУУ «КПИ», 1997.- 234 с. 9. Шалунов Е.П., Смирнов В.М., Гулако В.А. Влияние структуры и состава медных порошковых дисперсно-упрочненных материалов на их технологические характеристики. //Международная конференция «Новейшие процессы и материалы в порошковой металлургии». - К.: НТУУ «КПИ», 1997.- 234 с. 10. Green M.L., Coleman E., Boder F.E. and Sproles E.S. Formation of metastable phase equilibrium and amorphization by mechanical alloying // Materials Science and Engineering, 62 (1984), p. 231.

Сдано в редакцию 18.05.06
Рекомендовано д.т.н. Параскив Д.

К ВОПРОСУ СОЗДАНИЯ РОТОРНЫХ МАШИН ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРОВОЛОЧНЫХ МЕТИЗОВ

Чернышев Е. А., Михайлов А.Н., Дворников В.И. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

The paper presents power analysis of a rotor for heading wire products. Geometric features and all components of general torque are analyzed. To a great extent, the following material is preparatory work for further investigation of torsion oscillations.

Производство проволочных метизов, к которым относятся, например, проволочные гвозди или заклепки, носит массовый характер и характеризуется большими объемами выпуска. Следовательно, одним из основных требований к производству этих изделий является высокая производительность технологического оборудования.

В настоящее время для этой цели используются в основном холодновысадочные автоматы [1], которые позволяют для коротких изделий достигать производительности до 12 шт/с, однако в силу структурных особенностей, присущих машинам I класса [2 - 4], имеют ряд сдерживающих повышение производительности ограничений, состоящих, в частности, в том, что с увеличением длины изготавливаемых изделий резко возрастают динамические нагрузки [5, 6]. Это связано с тем, что в силу концентрации технологического процесса параметры кривошипно-шатунного механизма высадки головки изделия зависят от длины изделия, что ведет к снижению производительности для длинных изделий.

Альтернативным способом производства указанных изделий является роторный принцип, в котором обработка осуществляется в процессе транспортирования заготовок через рабочую зону машины [2 - 4]. В динамическом отношении это имеет то преимущество, что скорость вращения ротора примерно на порядок ниже, чем в автоматах, при той же или более высокой производительности. Перспективным вариантом роторной машины является ротор с наклонным диском [6, 7], который позволяет упразднить механизм рабочего хода инструмента, т.к. обработка осуществляется транспортировкой пуансонов за счет перекоса диска. Однако в настоящее время нет теоретически обоснованного анализа влияния параметров ротора на функционирование оборудования и качество обработки изделий с позиции динамических явлений. Поэтому представляется важным вопрос анализа технологии обработки проволочных метизов в роторе с точки зрения динамических явлений.

Целью работы является определение входных силовых факторов для нахождения рациональных параметров ротора с точки зрения динамических явлений. Для достижения данной цели необходимо решить следующие задачи: определить все необходимые геометрические характеристики ротора, рассчитать зависимости изменения всех силовых факторов и на этом основании определить закон изменения крутящего момента сопротивления.

Необходимо отметить, что конструкция ротора с наклонным диском была предложена довольно давно [8], однако наклонный диск рассматривался лишь как своего рода привод шатуна, на одном конце которого был закреплен пуансон, осуществляющий высадку. В данном же случае речь идет о совсем иной кинематике движения инструмента.

На рис. 1 показана геометрическая схема ротора со следующими обозначениями: R – радиусы начальных окружностей; w - угол перекоса (нутации); a_p - рабочий угол; $y_н$ - угол начала высадки; E – точка начала обработки (в момент касания пуансоном проволоки); Ω – угловая скорость вращения ротора.

Запишем закон изменения координаты z центральной точки торца пуансона [4]:

$$z = R\left(1+\cos y\right)\sin w, \tag{1}$$

где y - угол собственного вращения, равный нулю в точке наибольшего расстояния между начальными окружностями. На основании геометрических размеров головки можно из условия постоянства объема при пластической деформации рассчитать высоту h_0 проволоки, выступающей из матрицы (т.е. выше окружности 2 на рис. 1). Тогда не составит труда определить угол начала высадки $y_н$, задавшись $z = h_0$:

$$y_н = \arccos\left(\frac{h_0}{R\sin w}-1\right). \tag{2}$$

Перенесем начало отсчета y в точку начала высадки и запишем закон изменения координаты z центральной точки торца пуансона:

$$z = R\left(1+\cos\left(y + y_{н}\right)\right)\sin w .$$

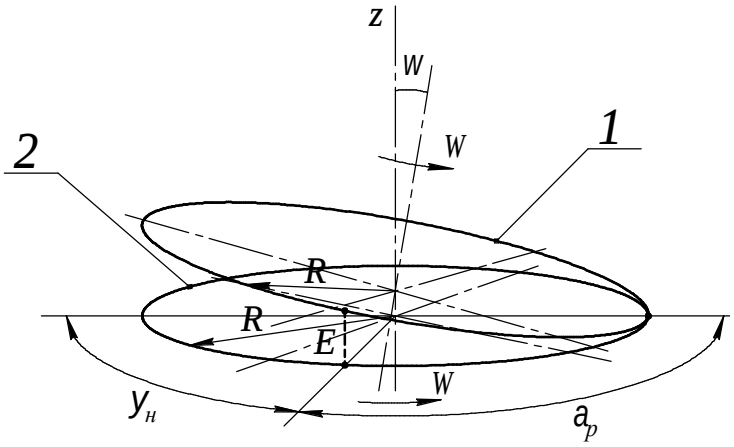


Рис. 1. Геометрическая схема ротора: 1 – начальная окружность, вдоль которой транспортируются инструменты; 2 –

Для определения угла наклона пуансона к горизонтальной плоскости введем две дополнительные плоскости – радиальную и касательную. Касательной назовем плоскость, перпендикулярную начальной окружности 2 (рис. 1) и имеющую с ней одну общую точку. Радиальной назовем плоскость, перпендикулярную окружности 1 и проходящую через ее радиус. Очевидно, что таких плоскостей бесконечное множество. Нас будут интересовать те плоскости, линии пересечения которых совпадают с осями обрабатываемых заготовок. То есть в любой момент времени каждая высаживаемая заготовка имеет свои радиальную и касательную плоскости. В общем случае плоскость торца пуансона имеет некоторый наклон в обеих плоскостях, в результате чего появляются действующие на заготовку радиальная и касательная силы, величина которых зависит от соответствующих углов наклона. Поэтому необходимо определить закон изменения этих углов от угла y поворота ротора. Назовем их радиальным и касательным углами. Для решения этой задачи запишем уравнения преобразования координат в относительных движениях [4] при совпадении центров окружностей:

$$\begin{cases} x_2 = x_1\left(1-2\cos^2 y\ \sin^2\dfrac{w}{2}\right) - y_1 \sin 2y\ \sin^2\dfrac{w}{2} + z_1 \cos y\ \sin w; \\ y_2 = -x_1 \sin 2y\ \sin^2\dfrac{w}{2} + y_1\left(1-2\sin^2 y\ \sin^2\dfrac{w}{2}\right) + z_1 \sin y\ \sin w; \\ z_2 = -x_1 \cos y\ \sin w - y_1 \sin y\ \sin w + z_1 \cos w, \end{cases} \qquad (3)$$

где x_1, y_1, z_1 - координаты точки в системе координат, связанной с окружностью 1 (рис. 1);

x_2, y_2, z_2 - координаты в системе, связанной с окружностью 2.

На рис. 2 приведена схема к определению углов, на которой изображена половина несущей планшайбы. Задача сводится к тому, чтобы определить углы наклона отрезков *AB* и *AC* к горизонтальной плоскости, т.е. радиальный и касательный углы соответственно.

Запишем координаты точек *A*, *B*, *C* в системе $x_1y_1z_1$: $A\left(x_1;\ 0;\ 0\right)$, $B\left(x_1 + z_1 ctg w;\ 0;\ z_1\right)$, $C\left(x_1;\ y_1;\ 0\right)$. Определяя тангенсы искомых углов через

отношение соответствующих катетов и зная координаты точек *A, B, C* в системе $x_1y_1z_1$, запишем на основании (3) закон изменения радиального и касательного углов:

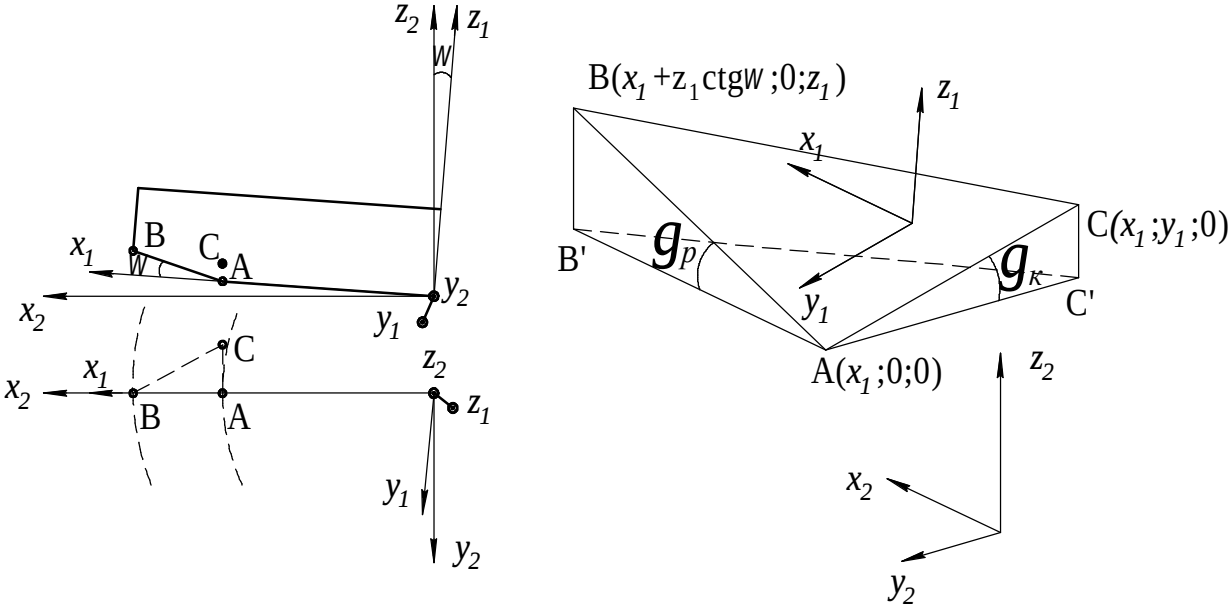


Рис. 2. Расчетная схема к определению радиального и касательного углов

$$\begin{cases} \mathrm{tg}g_p = \dfrac{(1+\cos y)\cos w}{\sqrt{\left(\left[1-2\cos^2\dfrac{w}{2}\right]ctgw-\sin w\cos y\right)^2+\left(-\sin w\sin y-ctgw\sin^2\dfrac{w}{2}\sin 2y\right)^2}}; \\ \mathrm{tg}g_к = \dfrac{\sin w\sin y}{\sqrt{\sin^2 2y+\left(1-2\sin^2 y\,\sin^2\dfrac{w}{2}\right)^2}}. \end{cases} \quad (4)$$

Отметим, что эти углы будут интересовать нас только с момента начала высадки, поэтому при анализе действующих сил аргумент y следует заменить на $(y+y_н)$, где $y_н$ вычисляется по формуле (2). Следует заметить, что значение $y=p$ соответствует окончанию высадки головки, когда и радиальный, и касательный углы равны нулю, а максимальные значения этих углов равны $2w$ и w соответственно.

Определив все необходимые геометрические характеристики, перейдем к силовому анализу – расчету действующих сил, крутящего и изгибающего моментов, - что приведет нас в результате к картине динамического нагружения ротора.

Обозначим, прежде всего, те ограничения, в рамках которых решается данная задача: 1) деформации дисков не учитываются; 2) усилие высадки изменяется по экспоненциальному закону; 3) смещением пуансона в радиальном направлении пренебрегаем; 4) равнодействующая сил трения при высадке не учитывается. На основании сделанных допущений приступим к силовому анализу. На рис. 3 изображена расчетная схема, на которой обозначены: действующие силы высадки (P_0, P_1, P_2), радиальные ($P_{p_0}, P_{p_1}, P_{p_2}$) и касательные силы ($P_{к_0}, P_{к_1}, P_{к_2}$).

Для определения силового нагружения ротора необходимо знать закон изменения силы высадки. Аппроксимируем его экспонентой be^{ky}, близкой к реальной кривой, где коэффициенты b и k определяются из начального и конечного усилия деформации [9].

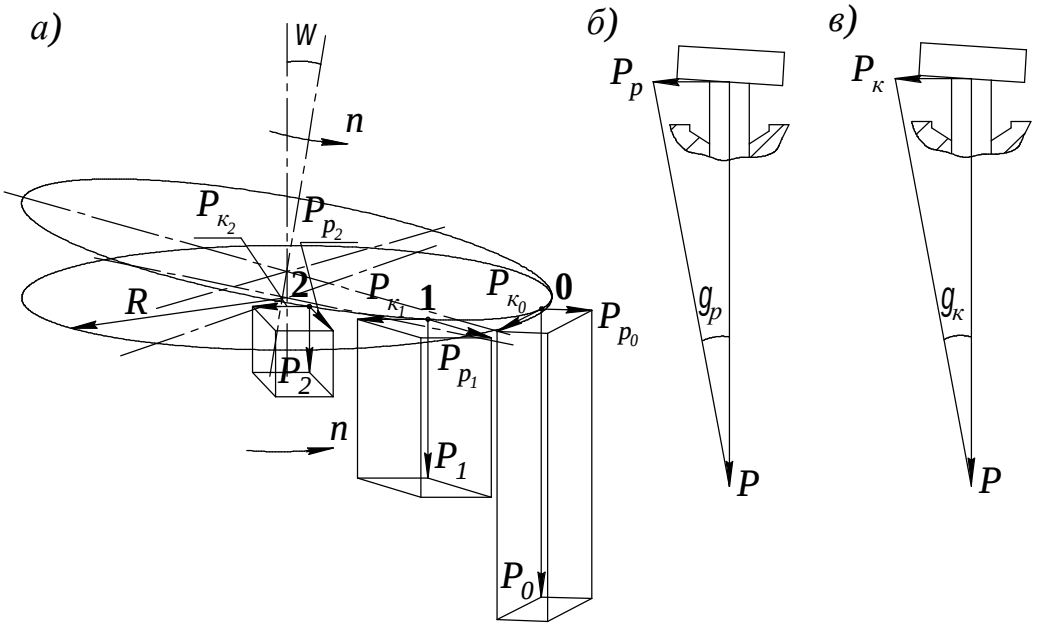


Рис. 3. Схема действующих сил: а - общий вид; б - сечение радиальной плоскостью; в - сечение касательной плоскостью

Здесь текущая координата $y = h_0 - z$ (где z вычисляется по (1)) изменяется от 0 до h_0 и показывает, в какой стадии обработки находится заготовка. Тогда можем записать зависимость изменения усилия от угла поворота ротора:

$$P(y) = be^{k\left[h_0 - R\left(1+\cos(y+y_н)\right)\sin w\right]}.$$

В этой формуле аргументом $(y + y_н)$ начало отсчета угла поворота совмещается с началом высадки. Нетрудно видеть (рис. 1), что рабочий угол в этом случае составит $a_р = p - y_н$. Тогда запишем закон изменения силы высадки для каждой рабочей позиции в течение одного оборота ротора:

$$P(y) = \begin{cases} be^{k\left[h_0 - R\left(1+\cos(y+y_н)\right)\sin w\right]}, \ y \in [0; p - y_н]; \\ 0, \ y \in (p - y_н; 2p). \end{cases} \quad (5)$$

Радиальная и касательная силы связаны с силой высадки через тангенсы соответствующих углов (рис. 3):

$$\begin{cases} P_p(y) = P(y) \ \operatorname{tg} g_p(y); \\ P_к(y) = P(y) \ \operatorname{tg} g_к(y). \end{cases}$$

Так как зависимости изменения углов (4) известны, то с учетом (5) известно и изменение этих сил при работе ротора. Эти силы интересуют нас с позиции нахождения крутящего и изгибающего моментов, действующих на вал ротора. В течение оборота ротора каждая позиция проходит стадию силового нагружения, а между двумя любыми соседними позициями сдвиг по фазе равен $2p/U$, где U – число позиций ротора. Картину общего нагружения ротора можно описать следующим образом:

$$\begin{cases} P_S(y) = \sum_i P_i\left(y - i\frac{2p}{U}\right); \\ P_{p_S}(y) = \sum_i P_{p_i}\left(y - i\frac{2p}{U}\right); \\ P_{\kappa_S}(y) = \sum_i P_{\kappa_i}\left(y - i\frac{2p}{U}\right); \end{cases}$$

где $P_S, P_{p_S}, P_{\kappa_S}$ - сумма всех действующих сил высадки, радиальных и касательных сил соответственно;

i – номер обрабатываемой заготовки.

Не составляет труда найти крутящий момент от касательных сил:

$$M_\kappa(y) = R \cdot P_{\kappa_S}(y), \qquad (6)$$

где R – радиус начальной окружности ротора.

Наконец, определим зависимость изменения поперечной силы $P_{p\kappa_S}$, действующей на вал ротора (рис. 4). Каждой i-й обрабатываемой заготовке соответствует своя сила $P_{p\kappa_i}$ (рис. 5,а):

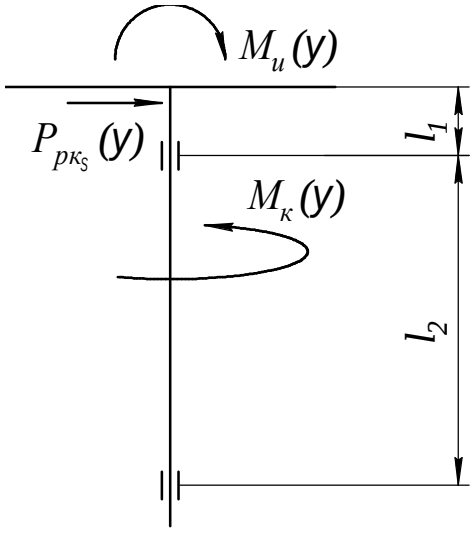


Рис. 4. Схема силового нагружения ротора

$$P_{p\kappa_i}(y) = \sqrt{P_{p_i}^2(y) + P_{\kappa_i}^2(y)}. \qquad (7)$$

Интересующая нас поперечная сила $P_{p\kappa_S}$ равна геометрической сумме сил $P_{p\kappa_i}$. Для этого построим силовой многоугольник (рис. 5,б), который образуют силы $P_{p\kappa_0}, P_{p\kappa_1}, P_{p\kappa_2}, \ldots$. Разложим суммарную силу $P_{p\kappa_S}$ по двум локальным взаимно перпендикулярным горизонтальным осям x и y, причем ось x направим вдоль силы $P_{p\kappa_н}$, действующей на заготовку в момент начала высадки. Чтобы найти искомые проекции, необходимо знать углы наклона сил к этим осям.

Если бы соотношение между радиальной и касательной силами было постоянно в процессе деформации, то острый угол между двумя любыми соседними силами был бы равен $2p/U$, а проекции равнодействующей на оси x и y определялись бы следующим образом:

$$\begin{cases} P_{p\kappa_{S\,x}}(y) = \sum_i P_{p\kappa}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)\cdot\cos\left[a\left(y - i\frac{2p}{U}\right)\right]; \\ P_{p\kappa_{S\,Y}}(y) = \sum_i P_{p\kappa}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)\cdot\sin\left[a\left(y - i\frac{2p}{U}\right)\right], \end{cases} \tag{8}$$

$$a(y) = \begin{cases} y,\ y \in [0; a_p]; \\ 0,\ y \in (a_p; 2p). \end{cases} \tag{9}$$

Ограничение (9) учитывает тот факт, что заготовка в стадии обработки (т.е. позиция в стадии силового нагружения) не может отклониться от точки начала обработки больше, чем на угол a_p. Так как в действительности соотношение между радиальной и касательной силой непостоянно, то это будет вносить угловую поправку z (рис. 5,в), которая будет тем больше, чем больше это изменение по сравнению с первоначальным соотношением сил. Для *i*-й позиции величина этой поправки равна

$$z_i = \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{p_i}(y)}{P_{\kappa_i}(y)}\right) - \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{p_н}}{P_{\kappa_н}}\right), \tag{10}$$

где $P_{p_н}, P_{\kappa_н}$ - радиальная и касательная силы в момент начала высадки.

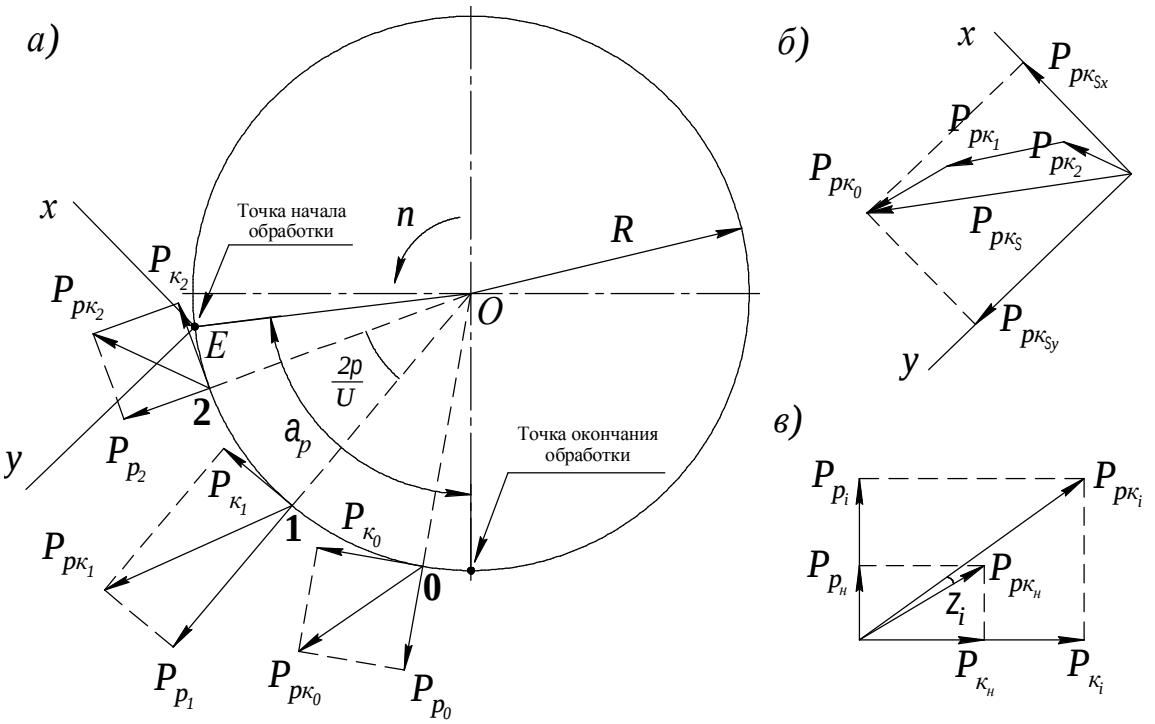


Рис. 5. Схема определения равнодействующей радиальных и касательных сил:
а - общий вид; б - многоугольник сил; в - к расчету угловой поправки

Тогда, подставляя (10) в (8) с учетом суммирования всех сил, получим зависимость проекций поперечной силы:

$$\begin{cases} P_{рк_{S}x}(y) = \sum_i P_{рк}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)\cdot\cos\left[a\left(y - i\frac{2p}{U}\right) + \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{p_i}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)}{P_{к_i}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)}\right) - \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{p_и}}{P_{к_и}}\right)\right]; \\ P_{рк_{S}y}(y) = \sum_i P_{рк}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)\cdot\sin\left[a\left(y - i\frac{2p}{U}\right) + \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{p_i}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)}{P_{к_i}\left(y - i\frac{2p}{U}\right)}\right) - \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{p_и}}{P_{к_и}}\right)\right]. \end{cases}$$

Здесь переменная i (номер заготовки) входит не только в выражение силы, но и в выражение угла, отражая то обстоятельство, что силы не только различны по величине, но и по-разному направлены. На основании (7) легко записать итоговую формулу для поперечной силы, действующей на вал ротора:

$$P_{рк_S}(y) = \sqrt{P^2_{рк_{S}x}(y) + P^2_{рк_{S}y}(y)},$$

где $P_{рк_S}$ - поперечная сила, действующая на вал ротора (рис. 4).

Определив количественно все силовые факторы, отметим, что направление их действия периодически меняется. Найдем положение плоскости действия суммарного изгибающего момента, действующего на вал ротора, относительно линии *OE*, связывающей центр начальной окружности ротора с точкой начала обработки (рис. 6). В этом случае величина силы высадки будет выступать в качестве весового коэффициента: чем больше сила, тем больше плоскость действия будет отклоняться в сторону этой силы. Математически это выглядит следующим образом:

$$J(y) = \frac{\sum_i P_i\left(y - i\frac{2p}{U}\right)\cdot a\left(y - i\frac{2p}{U}\right)}{\sum_i P_i\left(y - i\frac{2p}{U}\right)},$$

где $J(y)$ - угол между линией OE (рис. 5) и плоскостью действия суммарного изгибающего момента; $a(y)$ - угол отклонения от точки начала обработки, вычисляемый по (9).

Изменение угла отклонения плоскости действия изгибающего момента имеет, как все силовые факторы, ярко выраженную периодичность.

Наконец, угол линии действия суммарной поперечной силы относительно линии *OE* найти очень просто, зная изменение длин ее проекций на оси *x* и *y*, а также положение этих осей относительно линии *OE*:

$$x(y) = \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{рк_{S_x}}(y)}{P_{рк_{S_y}}(y)}\right) - \operatorname{arctg}\left(\frac{P_{p_и}}{P_{к_и}}\right),$$

где $x(y)$ - острый угол между суммарной поперечной силой и линией *OE* (рис. 5).

Крутящий момент сопротивления на валу ротора будет состоять из момента от касательных сил (6) и момента от трения в опорах, который определим с помощью схемы, изображенной на рис. 7. Исходя из того, что нижний подшипник упорный, то можем записать общее выражение для момента трения в опорах следующим образом:

$$M_{тр}(y) = \left(F_1(y) + F_2(y) + F_3(y)\right) f_к r_{пр} + M_0,$$

где F_1, F_2, F_3 - реакции в опорах; $f_к$ - коэффициент трения качения в подшипниках; $r_{пр}$ - приведенный радиус подшипника; M_0 - момент трения от остальных вредных факторов (от собственного веса ротора, от погрешностей изготовления и сборки и т.д.).

Горизонтальные реакции в опорах F_1, F_2 являются геометрической суммой соответствующих реакций, вызванных изгибающим моментом M_u и поперечной силой $P_{рк_S}$, приложенных к валу ротора (рис. 7). Нетрудно рассчитать, что эти реакции равны:

$$F_{1м} = \frac{M_u}{l_2};\ F_{2м} = \frac{M_u}{l_2};$$

$$F_{1с} = P_{рк_S}\frac{l_1 + l_2}{l_2};\ F_{2с} = P_{рк_S}\frac{l_1}{l_2},$$

где $F_{jм}, F_{jс}$ - составляющие реакции в *j*-й опоре от изгибающего момента и поперечной силы соответственно; l_1, l_2 – длины участков вала ротора (рис. 4).

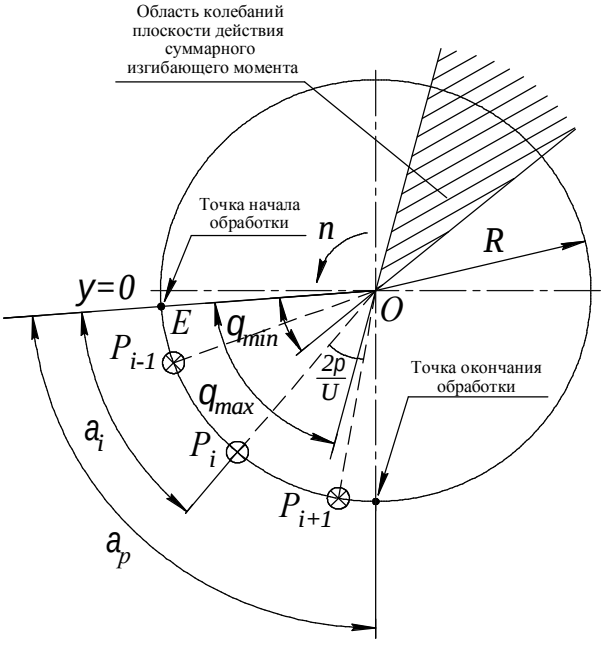


Рис. 6. К расчету отклонения плоскости действия суммарного изгибающего момента

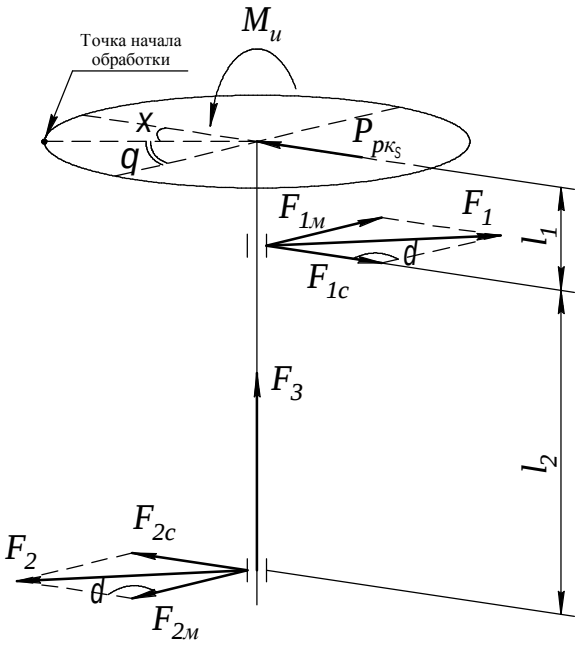


Рис. 7. Схема к расчету момента трения в опорах

Так как угол между составляющими реакции в опоре всегда равен $x + J$ (рис. 7), то, применяя теорему косинусов, можем определить полные реакции:

$$F_1 = F_{1м}^2 + F_{1с}^2 - 2F_{1м}F_{1с}\cos d;\ F_2 = F_{2м}^2 + F_{2с}^2 - 2F_{2м}F_{2с}\cos d,$$

где $d = p - (x + J)$.

Вертикальная реакция F_3 в нижней опоре, очевидно, равна P_S.

Полный крутящий момент сопротивления:

$$M_c(y) = M_к(y) + M_{тр}(y).$$

Мощность на валу ротора при установившемся режиме работы:

$$N = \frac{\Omega}{2p}\int_0^{2p} M_c(y)\,dy\ ,$$

где Ω – угловая скорость вращения ротора.

График изменения крутящего момента сопротивления при $M_0 = 0$ представлен на рис. 8, откуда видно, что момент сопротивления вращению ротора носит периодический характер и изменяется скачкообразно в момент окончания высадки каждой заготовки, когда нагрузка резко уменьшается.

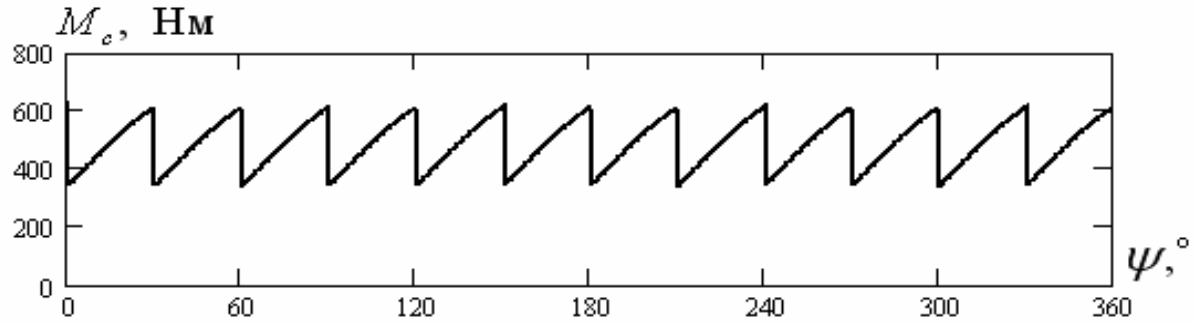


Рис. 8. Зависимость момента сопротивления вращению от угла поворота
($R = 200$ *мм*, $w = 1°$, $U = 12$, $l_1 = 200$*мм*, $l_2 = 800$ *мм*)

Таким образом, в статье предложена аналитическая модель технологии обработки проволочных метизов в роторе с наклонным диском с позиции силовых факторов. Проанализированы необходимые геометрические характеристики ротора и определены зависимости изменения всех силовых факторов в процессе обработки, а также найден аналитический закон изменения крутящего момента сопротивления. Полученные зависимости позволяют провести исследование крутильных колебаний ротора и на основании анализа динамических явлений подобрать рациональные технологические параметры ротора.

Список литературы: 1. Василишин С.А., Гураль И.Г. Высадка гвоздей с увеличенной головкой// Кузнечно-штамповочное производство. - 2001. - №8. - С. 11 – 13. **2.** Кошкин Л. Н. Роторные и роторно-конвейерные линии. - М.: Машиностроение, 1986. - 320 с. **3.** Клусов И.А. Проектирование роторных машин и линий: Учеб. пособие для студентов маш. спец. вузов - М.: Машиностроение, 1990. - 320 с. **4.** Михайлов А.Н. Основы синтеза поточно-пространственных технологических систем. - Донецк: ДонНТУ, 2002. - 379 с. **5.** Чернышев Е.А., Михайлов А.Н. К вопросу технологии формообразования проволочных изделий//

Практика и перспективы развития партнерства в сфере высшей школы: Материалы шестого научно-практического семинара, г. Донецк, 27-29 апреля 2005 г. - Донецк, ДонНТУ, 2005. - С. 624 – 628. **6.** Патент Украины 55987А, 7 В21К1/58. Устройство для изготовления заклепок. А.Н. Михайлов, Е.А. Буленков, Т.С. Кекина, Е.А. Чернышев. – Заявленный 09.08.2002. – Опубл. 15.04.2003, Бюл. № 4. **7.** Чернышев Е.А., Михайлов А.Н. К вопросу синтеза высокоэффективной технологии формообразования проволочных изделий на роторных машинах// Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Межд. сб. науч. трудов. – Донецк: ДонНТУ, РВА ДонНТУ. - 2005. – Вып. 29. - С. 212 – 219. **8.** Корнюхин И.Ф., Власов М.Д. Силовые передаточные функции технологического ротора с наклонной шайбой// Автоматизация технологических процессов: Сб. науч. тр. – Тула: Тульский политех. ин-т, 1975. Вып. 3. - С. 68 - 75. **9.** Навроцкий Г.А. Холодная объемная штамповка: Справочник. - М.: Машиностроение, 1973. - 628 с.

Сдано в редакцию 18.05.06
Рекомендовано д.т.н. Бутенко В.И.

3. Для обраного складу електроконтактів оптимальним є застосування МАО порошку після 0,5 години обробки як легуючого компоненту, пресування з тиском 200 МПа й подальше спікання і допрессування.
4. Доцільно продовжити пошук оптимальної технології виготовлення електроконтактів з використанням МАО.

Список літератури: 1. Степанчук А.Н и др. Технология порошковой металлургии/ А.Н. Степанчук, И.И. Билык, П.А. Бойко. – К.:Выща шк. Головное изд-во, 1989.- 415с.:ил. 2. Порошковая металлургия. Материалы, технология, свойства, области применения: Справочник/ И.М. Федорченко, И.Н. Францевич, И.Д.Радомысельский и др. – К.: Наук.думка, 1985.- 624 с. 3. Спеченные материалы для электротехники и электроники. Справочное издание. Гнесин Г.Г., Дубок В.А,. Братерская Г.Н., Ковенский И.И., Левченко Г.В., Минакова Р.В., Падерно Ю.Б., Панасюк О.А., Теодорович О.К., Тульчинский Л.Н. – М.: Металлургия, 1981.-344 с. 4. Актуальные проблемы порошковой металлургии// Под.ред. Романа О.В. Арунагалама В.С.- М.: Металлургия, 1990.- 232с. 5. Сереброникелевые электрические контакты с повышенной износостойкостью. А.Б.Альтман, Ф.Х.Ариника, В.А.Бродов, Н. П. Мелашенко//Новое в электрометаллокерамике. Выпуск 2. М.: Информэлектро, 1971.- 55 с. 6. Свойства сереброникель-графитовых композиций с мелкодисперсной структурой для коммутирующих контактов. В. А. Бродов, Н. П. Мелашенко, Ф. Х. Ариника //Новое в электрометаллокерамике. Выпуск 2. М.: Информэлектро, 1971.- 55 с. 7. Аксенов А.А., Просвиров А.С., Кудашов Д.В., Герман И.С. Структура и свойства композиционных материалов на основе Cu-Cr, полученных методом механического легирования.- Цветная металлургия, 2004, №6.- 234 с. 8. Шалунов Е.П., Довыденков В.А., Данилов Н.В., Коноплев В.Н. Внутренне окисленные и внутренне востановленные дисперсно-упрочненные материалы на основе порошковой меди и их промышленное производство в России. //Международная конференция «Новейшие процессы и материалы в порошковой металлургии». - К.: НТУУ «КПИ», 1997.- 234 с. 9. Шалунов Е.П., Смирнов В.М., Гулако В.А. Влияние структуры и состава медных порошковых дисперсно-упрочненных материалов на их технологические характеристики. //Международная конференция «Новейшие процессы и материалы в порошковой металлургии». - К.: НТУУ «КПИ», 1997.- 234 с. 10. Green M.L., Coleman E., Boder F.E. and

Sproles E.S. Formation of metastable phase equilibrium and amorphization by mechanical alloying // Materials Science and Engineering, 62 (1984), p. 231.

Сдано в редакцию 18.05.06
Рекомендовано д.т.н. Параскив Д.

ВИЗНАЧЕННЯ ЧАСТОТНИХ ХАРАКТЕРИСТИК РІЗЦЕТРИМАЧІВ З ПРУЖНИМИ НАПРЯМНИМИ

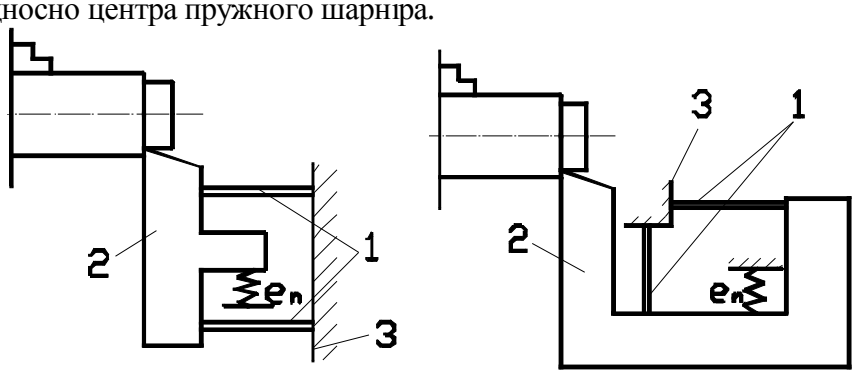
Шевченко О.В., *(НТУУ „КПІ”, м. Київ, Україна)*

The questions of simulation of turning process by nonrigid toolholders with elastic plates for positioning of cutters are presented in the paper. Toolholders of such kinds are used for adjustment in a micrometric range of position of cutters, vibrating cutting and change of orientation of the main axes of rigidity of the machine tools.

Використання на токарно-револьверних верстатах різцетримачів на пружних напрямних дозволяє підвищити ефективність обробки за рахунок наступних складників: підвищення точності позиціювання різців; забезпечення можливості вібраційної обробки та дроблення стружки в процесі різання; раціональної орієнтації головних осей жорсткості верстата.

При обробці на металорізальних верстатах, що мають високу жорсткість, за деяких умов роботи в процесі різання можуть виникати автоколивання, які обмежують допустимі режими різання, знижують якість виробів, а інколи призводять до викришування різальних кромок інструменту [1, 2]. Підвищення вібростійкості процесу різання може бути досягнуте зміною параметрів пружної системи верстата (наприклад, зміною орієнтації головних осей жорсткості верстата), або створенням високого демпфірування за допомогою різцетримачів на пружних напрямних. Пружні елементи різцетримачів виконують функцію напрямних, чи шарнірів, та з’єднують корпус різцетримача з віджимною частиною з різцем.

На рис. 1 наведено схеми токарної обробки різцетримачами з пружними пластинами. Паралельне розміщення пружних пластин (рис. 1, а) забезпечує різцю можливість плоскопаралельного переміщення від приводу позиціювання, а розміщення пружних пластин під кутом одна до одної (рис. 1, б) забезпечує різцю можливість повороту відносно центра пружного шарніра.



а) б)

Рис. 1. Схеми токарної обробки різцетримачами з паралельними (а) та перпендикулярними (б) пружними пластинами, де: 1 – пружні пластини; 2 – віджимна частина з різцем; 3 – корпус різцетримача, що закріплений в револьверній головці; e_n – податливість приводу позиціювання віджимної частини

Основною причиною виникнення автоколивань при різанні різцетримачами з пружними елементами є зміна площі зрізу та сили різання внаслідок відносного коливального руху інструменту і оброблюваної деталі з урахуванням наявності координатного зв'язку між процесом різання та рухом за різними координатами пружної системи верстата [3]. Найбільші зміни площі зрізу виникають при переміщенні інструменту в напрямку, нормальному до поверхні різання.

Структурно динамічну модель верстата представимо у вигляді ланцюгової динамічної схеми, що складається з ряду зосереджених мас, з'єднаних умовно невагомими ланками з пружними і дисипативними властивостями. Доцільно динамічну модель будувати при використанні головних координат, що дозволяє повністю розділити змінні, які визначають рух інструменту і деталі в довільній в площині *yOz*.

Підбором напрямку головних осей жорсткості пружної системи різець-супорт верстата відносно напрямку сили різання можна зменшити енергію самозбудження автоколивань та забезпечити вібростійкий процес різання.

У відповідності зі схемою, що приведена на рис.2**,** система інструмента являє собою двомасову динамічну модель, що під впливом сили різання *P*(*t*) робить коливання в площині *yOz*.

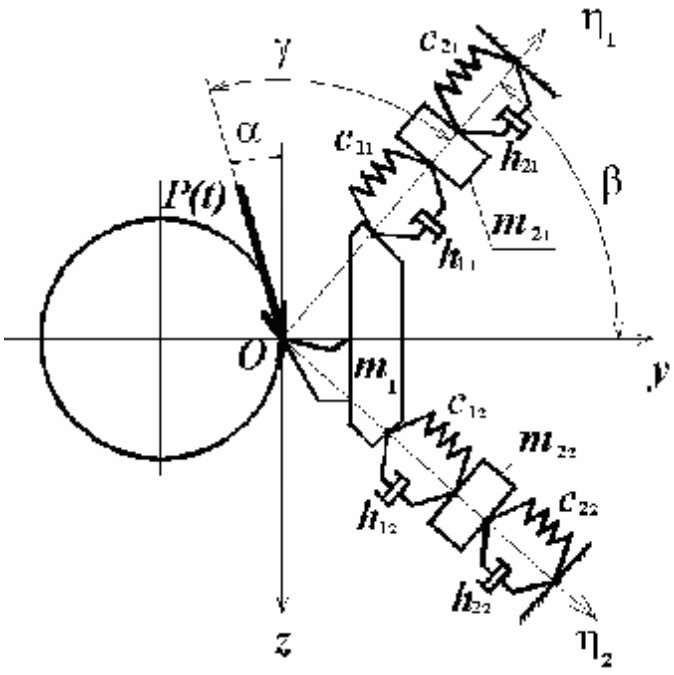


Рис.2. Розрахункова схема пружної системи різець-супорт токарного верстата в площині *yOz*

Система рівнянь коливальних рухів підсистеми різець-супорт в головній системі координат h_1Oh_2:

$$\begin{cases} m_1 \cdot \ddot{h}_{1_1} + h_{1_1} \cdot (\dot{h}_{1_1} - \dot{h}_{2_1}) + c_{1_1} \cdot (h_{1_1} - h_{2_1}) = P(t) \cdot \sin(b-a) \\ m_2 \cdot \ddot{h}_{2_1} + \left(h_{1_1} + h_{2_1}\right) \cdot \dot{h}_{2_1} + \left(c_{1_1} + c_{1_1}\right) \cdot h_{2_1} - h_{1_1} \cdot \dot{h}_{1_1} - c_{1_1} \cdot h_{1_1} = 0 \\ m_1 \cdot \ddot{h}_{1_2} + h_{1_2} (\dot{h}_{1_2} - \dot{h}_{2_2}) + c_{1_2} \cdot (h_{1_2} - h_{2_2}) = P(t) \cdot \cos(b-a) \\ m_2 \cdot \ddot{h}_{2_2} + \left(h_{1_2} + h_{2_2}\right) \cdot \dot{h}_{2_2} + \left(c_{1_2} + c_{2_2}\right) \cdot h_{1_2} - h_{2_2} \cdot \dot{h}_{1_2} - c_{1_1} \cdot h_{1_2} = 0, \end{cases} \quad (1)$$

де m_1 та m_2 - приведені маси пружної частини різцетримача та револьверного супорта; h_{1_1}, h_{1_2} і c_{1_1}, c_{1_2} та h_{2_1}, h_{2_2} і c_{2_1}, c_{2_2} - сумарні приведені коефіцієнти демпфірування і жорсткості різцетримача (m_1) та супорта (m_2) в напрямках головних осей координат $O\eta_1$ і $O\eta_2$ підсистеми різець – супорт; кут $\gamma = 90+\alpha-\beta$.

Пружне переміщення підсистеми різець-супорт в напрямку нормалі до оброблюваної поверхні можна представити у вигляді:

$$y = h_{1_2} \cdot \sin b - h_{1_1} \cdot \cos b \,, \tag{2}$$

де кут β визначає орієнтацію головних осей жорсткості h_1 та h_2 системи різець-супорт з координатною системою *yOz*.

Одним із способів рішення системи рівнянь (1) є використання комплексних чисел для зображення векторів. Нехай на систему рівнянь (1) діє збурююча сила довільного виду:

$$P(t) = P \cdot e^{iwt} = P(\cos wt + \sin wt)\,, \tag{3}$$

де P – постійна складова зовнішнього навантаження, ω – кругова частота збурюючої сили.

Розглядаючи тільки усталені вимушені коливання, знайдемо рішення системи рівнянь (1) в комплексній формі:

$$h_{1_1} = A_{1_1} \cdot e^{i(wt+j)}\,;\; h_{2_1} = A_{2_1} \cdot e^{i(wt+j)}\,;\; h_{1_2} = A_{1_2} \cdot e^{i(wt+j)}\,;\; h_{2_2} = A_{2_2} \cdot e^{i(wt+j)} \tag{4}$$

В цьому випадку система рівнянь (1) буде мати вигляд:

$$\begin{cases} A_{1_1}(-m_1 \cdot w^2 + h_{1_1} \cdot iw + c_{1_1}) - A_{2_1}(h_{1_1} \cdot iw + c_{1_1}) = P \cdot \sin(b-a)/e^{ij} \\ -A_{1_1}(h_{1_1} \cdot iw + c_{1_1}) + A_{2_1}(-m_2 \cdot w^2 + (h_{1_1} + h_{2_1}) \cdot iw + c_{1_1} + c_{2_1}) = 0 \\ A_{1_2}(-m_1 \cdot w^2 + h_{12} \cdot iw + c_{1_2}) - A_{2_2}(h_{1_2} \cdot iw + c_{1_2}) = P \cdot \cos(b-a)/e^{ij} \\ -A_{1_2}(h_{1_2} \cdot iw + c_{1_2}) + A_{2_2}(-m_2 \cdot w^2 + (h_{1_2} + h_{2_2}) \cdot iw + c_{1_2} + c_{2_2}) = 0 \end{cases} \tag{5}$$

Оскільки нас цікавить тільки рух різцетримача (маса m_1), систему рівнянь (5) можна вирішити відносно A_{1_1} та A_{1_2}. Для цього виразимо A_{2_1} через A_{1_1} із другого рівняння системи (5) і підставимо в перше. Аналогічно для A_{1_2} і A_{2_2}. В результаті, позначивши через $P_{1_1} = P \cdot \sin(b_4 - a)/e^{ij}$ та $P_{1_2} = P \cdot \cos(b_4 - a)/e^{ij}$, отримаємо після деяких перетворень значення амплітуд коливань маси m_1 у наступному вигляді:

$$A_{1_1} = P_{4_1} \frac{A_1 + iB_1}{C_1 + iD_1} \text{ та } A_{1_2} = P_{4_2} \frac{A_2 + iB_2}{C_2 + iD_2}\,, \tag{6}$$

$$\text{де } A_1 = (-m_2 \cdot w^2 + c_{1_1} + c_{2_1}) \text{ та } A_2 = (-m_5 \cdot w^2 + c_{4_2} + c_{5_2})\,;$$

$$B_1 = w(h_{1_1} + h_{2_1}) \text{ та } B_2 = w(h_{1_2} + h_{2_2})\,;$$

$$C_1 = (-m_1 \cdot w^2 + c_{1_1})(-m_2 \cdot w^2 + c_{2_1}) - m_1 \cdot w^2 \cdot c_{1_1} - h_{1_1} \cdot h_{2_1} \cdot w^2 \text{ та}$$

$$C_2 = (-m_1 \cdot w^2 + c_{1_2})(-m_2 \cdot w^2 + c_{2_2}) - m_1 \cdot w^2 \cdot c_{1_2} - h_{1_2} \cdot h_{2_2} \cdot w^2;$$

$$D_1 = w\left[-m_1 \cdot w^2 (h_{1_1} + h_{2_1}) - m_1 \cdot w^2 \cdot h_{1_1} + c_{1_1} \cdot h_{2_1} + c_{2_1} \cdot h_{1_1}\right] \text{ та}$$

$$D_2 = w\left[-m_1 \cdot w^2 (h_{1_2} + h_{2_2}) - m_2 \cdot w^2 \cdot h_{1_2} + c_{1_2} \cdot h_{2_2} + c_{2_2} \cdot h_{1_2}\right].$$

При цьому A_1, A_2, B_1, B_2, C_1, C_2, D_1, D_2 – величини дійсні, що не включають $i = \sqrt{-1}$, і є функціями кругової частоти ω.

Рівняння (6) після перетворень можуть бути представлені у такому вигляді:

$$\frac{A_{1_1}}{P_{1_1}} = \left(\frac{A_1 C_1 + B_1 D_1}{C_1^2 + D_1^2} + i \cdot \frac{B_1 C_1 + A_1 D_1}{C_1^2 + D_1^2} \right) \text{ та}$$

$$\frac{A_{1_2}}{P_{1_2}} = \left(\frac{A_2 C_2 + B_2 D_2}{C_2^2 + D_2^2} + i \cdot \frac{B_2 C_2 + A_2 D_2}{C_2^2 + D_2^2} \right). \qquad (7)$$

Фізична інтерпретація комплексних виразів (7) у тому, що у векторному представленні амплітуди коливань A_{1_1} та A_{1_2} маси m_1 мають дві складові, одна з яких знаходиться в тій же фазі, що і збурююча сила, а друга, що включає $i = \sqrt{-1}$, відповідає повороту на прямий кут в сторону обертання векторів амплітуд.

Крім того, вирази (7) представляють собою комплексні частотні передаточні функції для кожної з головних координат системи різець-супорт і можуть бути наведені у відомій із теорії автоматичного керування формі [4]:

$$W_1(iw) = P_1(w) + iQ_1(w) \text{ та } W_2(iw) = P_2(w) + iQ_2(w), \qquad (8)$$

де $P(w) = \mathrm{Re}\{W(iw)\}$ - дійсна та $Q(w) = \mathrm{Im}\{W(iw)\}$ - уявна частини частотних передаточних функцій (7).

Знання дійсної та уявної частин передаточних функцій дозволяє розрахувати амплітудну та фазову частотні характеристики. Амплітудно-частотна характеристика (АЧХ) є модулем, а фазово-частотна характеристика (ФЧХ) – аргументом частотної передаточної функції $W_1(iw)$. Ці частотні характеристики можуть бути визначені за наступними формулами:

$$A(w) = \mathrm{mod}\, W(iw) = \sqrt{P^2(w) + Q^2(w)} \text{ та}$$

$$j(w) = \arg W(iw) = arctg\left(\frac{Q(w)}{P(w)} \right) \qquad (9)$$

Після підстановки в рівняння (2) значень h_{1_1} та h_{1_2}, що отримані із системи (5) та врахування форми рішення (4), отримуємо передаточну функцію пружної системи різець-супорт у вигляді:

$$W_{ПС} = \frac{y}{P} = W_2(iw) \cdot \sin b_4 - W_1(iw) \cdot \cos b_4, \qquad (10)$$

де $W_2 = \frac{h_{1_2}}{P(t)}$ і $W_1 = \frac{h_{1_1}}{P(t)}$.

За виразом (10) може бути проаналізований вплив параметрів жорсткості різцетримачів та кута розвороту головних осей жорсткості пружної системи різець-супорт на частотні характеристики передаточної функції $W_{ПС}$.

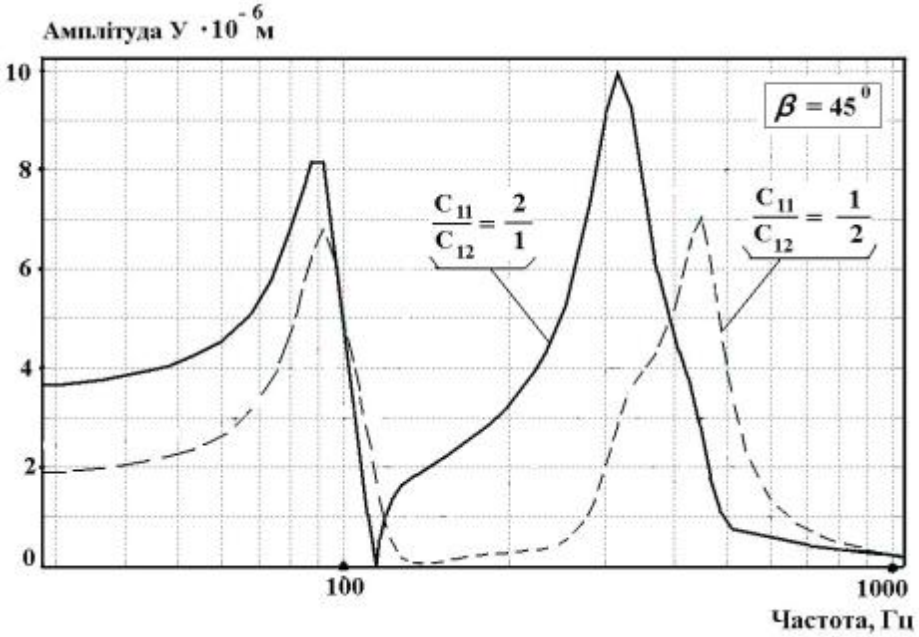
В рівномірному масштабі по осі ω графіки частотних характеристик швидко змінюються на низьких частотах та повільно - на високих. Тому в практичних розрахунках використовують логарифмічні частотні характеристики з відповідними масштабами по осях частоти та амплітуди.

Логарифмічні амплітудно-частотні характеристики (ЛАЧХ) пружної підсистеми різець-супорт будуються в логарифмічному масштабі по осі частот та в реальному рівномірному масштабі (розмірність $1 \cdot 10^{-6}$ м) по осі амплітуд.

Логарифмічні фазово-частотні характеристики (ЛФЧХ) пружної підсистеми різець-супорт будуються в логарифмічному масштабі по осі частот та в рівномірному градусному масштабі по осі фазового кута.

Приклади результатів розрахунків частотних характеристик передаточної функції $W_{ПС}$ пружної системи різець-супорт наведені графічно на рис. 3 та рис. 4. На рис. 3 представлені ЛАЧХ при незмінних значеннях жорсткості супорта c_{21}=7,5e7 Н/м та c_{22}=5,0e7 Н/м, мас m_1 = 6,5 *кг* та m_2 = 140 *кг*, кута $\alpha = 30^0$, а також при кутах $\beta = 0^0$, $\beta = 15^0$ та $\beta = 45^0$ і співвідношенні жорсткостей різцетримача c_{11}/c_{12} =2 та c_{11}/c_{12} = 1/2. Частоти власних коливань для вибраних параметрів жорсткості та маси складають для маси супорта m_2 - 93 Гц і 114 Гц, а для маси різцетримача m_1 - 320 Гц і 452 Гц.

Передаточна функція $W_{ПС}$ є функцією таких змінних, як маса різцетримача (m_1) і маса супорта (m_2), коефіцієнтів демпфірування та жорсткості різцетримача та супорта, кута розвороту β головних осей жорсткості пружної підсистеми. Задаючись незмінними параметрами для маси супорта та змінюючи параметри для різцетримача, а саме значення жорсткості c_{11} і c_{12} та кута β можна визначити вплив цих параметрів на частотні характеристики пружної системи.



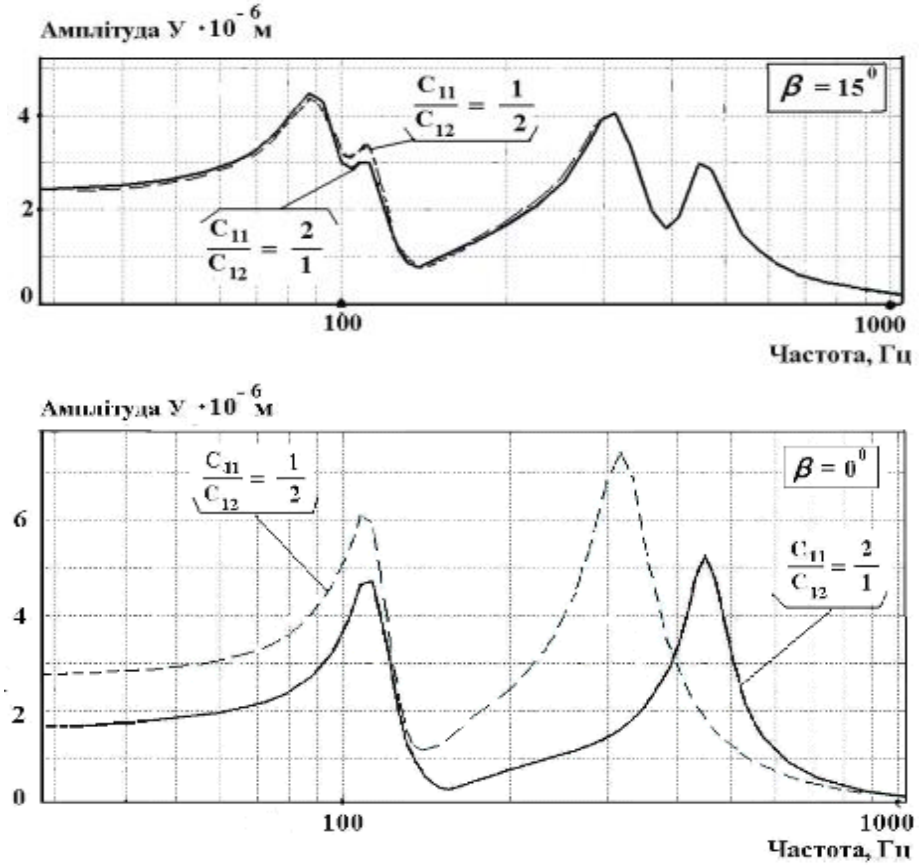
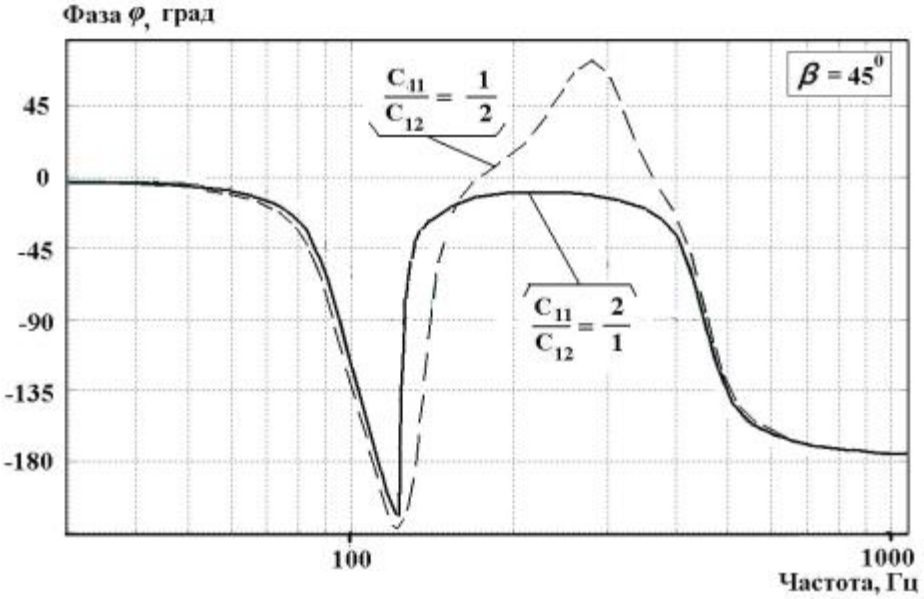


Рис. 3. Амплітудно-частотні характеристики пружної системи різець-супорт при кутах β =45^0 , β =15^0 , β =0^0 і співвідношенні жорсткостей різцетримача c_{11}/c_{12} =2 та c_{11}/c_{12} = 1/2



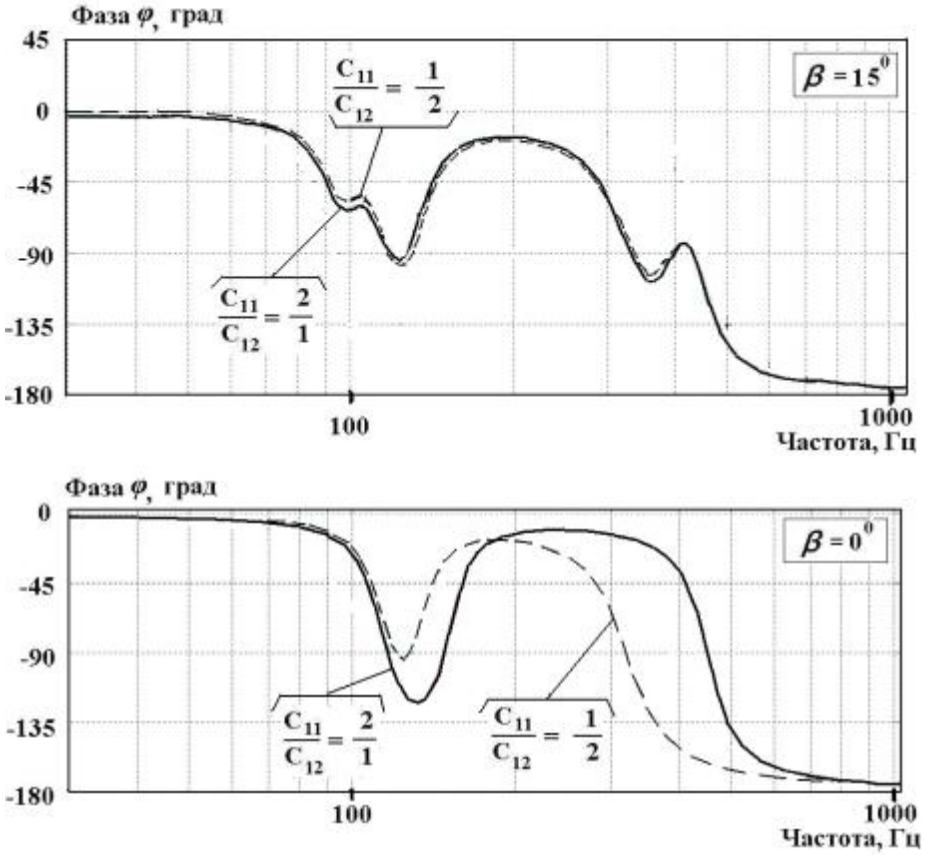


Рис. 4. Фазово-частотні характеристики пружної системи різець-супорт при кутах $\beta = 45^0$, $\beta = 15^0$, $\beta = 0^0$ і співвідношенні жорсткостей різцетримача $c_{11}/c_{12} = 2$ та $c_{11}/c_{12} = 1/2$

Аналіз ЛАЧХ, наведених на рис. 3, дає можливість зробити наступні висновки:

- зміна кута розвороту головних осей жорсткості в діапазоні від $\beta = 0^0$ до $\beta = 45^0$ суттєво впливає на амплітуди коливання мас системи на резонансних частотах в напрямку нормалі *Oy* до оброблюваної поверхні;
- амплітуди коливання мас системи на резонансних частотах при куті $\beta = 0^0$ в 1,5 рази, а при куті $\beta = 45^0$ більше ніж в 2 рази перевищують величини амплітуд коливань при $\beta = 15^0$, що є свідченням можливого зниження стійкості пружної системи внаслідок координатного зв'язку;
- зміна співвідношення жорсткостей різцетримача при $c_{11}/c_{12} = 2$ та при $c_{11}/c_{12} = 1/2$, що фактично означає зміну на 90^0 напрямку осі найбільшої жорсткості системи, суттєво впливає на амплітуди коливання мас на резонансних частотах, що проілюстровано на прикладі кутів $\beta = 0^0$ та $\beta = 45^0$;
- тільки при куті $\beta = 15^0$, що дорівнює половині кута напрямку дії сили різання *P*, а саме $\beta = \alpha/2$, зміна співвідношення жорсткостей різцетримача в чотири рази з $c_{11}/c_{12} = 2$ до $c_{11}/c_{12} = 1/2$ практично не впливає на збільшення амплітуд коливання мас підсистеми на резонансних частотах, що є свідченням забезпечення при таких параметрах пружної системи можливості стійкої обробки нежорстким інструментом.

Додаткове підтвердження суттєвості впливу кута β на стійкість пружної підсистеми дають ЛФЧХ, наведені на рис. 4. Найбільш наглядно цей вплив показано на ЛФЧХ при $\beta = 45^0$, де на резонансних частотах коливань супорта є запізнювання по фазі більше 180^0, а на частотах різцетримача випередження по фазовому куту близько 70^0, що є свідченням

впливу „від'ємної" жорсткості на зниження стійкості обробки. Крім того, як і для ЛАЧХ, при куті $\beta = 15^0$ практично відсутній вплив зміни співвідношення жорсткостей різцетримача з $c_{11}/c_{12} = 2$ до $c_{11}/c_{12} = 1/2$ на фазово-частотну характеристику підсистеми, що також підтверджує можливість стійкої обробки нежорстким інструментом при таких параметрах пружної системи.

Загалом, із наведеного вище, можна зробити висновок про те, що забезпечення умов стійкого точіння нежорстким інструментальним оснащенням з пружними елементами можливе за рахунок не тільки підвищення жорсткості самих різцетримачів, але і за рахунок правильної орієнтації головних осей жорсткості пружної системи різець – супорт. Результати розрахунків частотних характеристик пружної системи при різних напрямках дії сили P різання в діапазоні кута $\alpha = 10^0 \div 45^0$ показали, що при забезпеченні співвідношення $\beta = \alpha/2$ завжди має місце значне зменшення амплітуд коливань на резонансних частотах, навіть при зміні співвідношення жорсткостей різцетримача в чотири рази в напрямку головних координат.

Кут α, що визначає напрямок дії сили різання P , залежить від типу різця та його заточування, схеми обробки та схеми встановлення різця на верстаті. Кут розвороту головних осей жорсткості β визначається для кожного верстата за результатами експериментальних досліджень і може бути змінений в невеликому діапазоні за рахунок зміни положення центру жорсткості пружної системи різець-супорт за допомогою різцетримачів з регульованою жорсткістю, або різцетримачів з орієнтованими відповідним чином пружними елементами.

Список літератури: 1. Кудинов В.А. Динамика станков. - М.:Машиностроение,1967.-360с. 2. Лазарев Г.С. Устойчивость процесса резания металлов. - М.: Машиностроение, 1973. - 184 с. 3. Орликов М.Л. Динамика станков: Учеб. пособие для вузов.-2-е изд. перераб. и доп. - Киев: Выща школа, 1989. - 272 с. 4. Солодовников В.В., Плотников В.Н., Яковлев А.В. Основы теории и элементы систем автоматического регулирования. Учебное пособие для вузов. – М.: Машиностроение, 1985. – 536 с.

Сдано в редакцию 17.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗНОСА ОДНОСЛОЙНЫХ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ И ИХ СТОЙКОСТЬ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Шепелев А.А., Сороченко В.Г. *(ИСМ НАНУ, г.Киев, Украина)*

The basic regularities of wear development of one-layer diamond-abrasive tools are considered. Physical and chemical effects that take place in case of contact of diamond-abrasive tool and processed polymeric composite material are studied. Explanation of mechanical and adsorption mechanism of wear of diamond wheels is given.

В процессе механической обработки полимерных композиционных материалов (ПКМ) однослойные алмазно-абразивные инструменты неизбежно изнашиваются. Для правильного понимания физической сущности явлений, протекающих при контактном взаимодействии рабочей поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, в частности, установления оптимальных режимов резания и назначения критерия

затупления алмазсодержащего слоя инструмента, важно знать закономерности развития износа инструмента и его природу, которые во многом определяют эффективность поиска рациональных условий обработки.

До настоящего времени как в Украине, так и в ближнем и дальнем зарубежье публикации по вопросам комплексного изучения закономерностей износа алмазно-абразивного инструмента и его стойкости при алмазно-абразивной обработке ПКМ крайне ограничены по количеству и не выходят за рамки частных исследований. Анализ работ [1,2,7,9-11], в которых рассматриваются вопросы износа и стойкости абразивного и алмазного инструмента при обработке ПКМ и других материалов на основе синтетических смол, показал, что, во-первых, первопричиной износа инструмента является механический фактор. До сих пор часть исследователей [7,9] причину интенсивного износа режущих инструментов объясняют абразивным воздействием обрабатываемого материала на режущий инструмент, независимо от того, содержит он или не содержит твердые, царапающие инструментальный и абразивный материалы, наполнители. Они считают, что режущие инструменты как из быстрорежущих и легированных сталей, так и твердых сплавов изнашиваются при резании полимерных материалов "…вследствие абразивного истирания…", а алмазные - "…абразивно- механически". В частности, причиной износа абразивных инструментов при шлифовании ПКМ по нашему мнению являются: разрушение и выпадание из связки зерен абразивов, забивание межзеренного пространства инструмента стружкой обрабатываемого материала и продуктами его деструкции [6]. Основной причиной прогрессивного падения износостойкости абразивных инструментов является уменьшение объема межзеренного пространства и увеличение температуры в зоне контакта, приводящие к деструкции стружки с образованием веществ, обладающих адгезионными свойствами, которые заполняют впадины между зернами и прилипают на режущие кромки абразивных зерен. Особого внимания заслуживают работы Харьковской школы [8,12], выполненные под руководством проф. М.Ф.Семко и развиваемые в настоящее время его учениками. Опираясь на современные представления фундаментальных наук о взаимодействии полимера с металлами и на приближающиеся к молекулярному уровню методы экспериментального исследования процесса резания пластмасс, В.И.Дрожжин впервые показал и убедительно доказал, что причина аномально интенсивного износа режущего инструмента как стального и твердосплавного, так и инструмента, оснащенного сверхтвердыми материалами, заключается как в действии механического, так и действии физического и химического факторов. Поэтому установление влияния физических и химических факторов на изнашивание однослойных алмазных кругов позволит выявить физическую сущность этих процессов и предложить на их основе ряд практических мер, направленных на снижение интенсивности их изнашивания.

Приведенными в этой статье результатами исследований мы стремились решить следующие задачи: 1) установить закономерности развития износа однослойных алмазно-абразивных кругов; 2) предложить объяснение механизма износа алмазных кругов.

Закономерности развития износа инструмента.

Закономерности развития износа рабочей поверхности однослойных алмазно-абразивных инструментов изучали и устанавливали при шлифовании ПКМ. Несмотря на значительно больший коэффициент теплопроводности у синтетических алмазов в сравнении с обычными абразивными материалами, в зоне резания, как было показано нами в [4], возникают высокие температуры, приближающиеся при неблагоприятных

условиях обработки к 800…1000 К. Они несомненно будут заметно влиять на интенсивность течения механохимических явлений при контактном взаимодействии инструмента с обрабатываемым материалом, а следовательно и на износ алмазсодержащего слоя инструмента.

В связи с тем, что стойкость однослойных алмазно-абразивных кругов, как показал опыт их промышленного внедрения [8], очень высока по сравнению со стойкостью абразивных и лезвийных режущих инструментов, целью наших опытов было получение сравнительных показателей износа алмазов, а не определение работоспособности их за весь срок службы. Износ алмазов контролировался после каждых 1500 м пути резания, при этом суммарный путь резания равен 7,5 тыс.м. Предварительно проведенные опыты показали, что указанный объем испытаний дает вполне надежные и сопоставимые результаты.

Основные опыты проводили сборным алмазным кругом АС 20 400/315 (рис.1), состоящим из цилиндрического корпуса диаметром D=250 мм и шириной B=60 мм, с 36-ю параллельными оси пазами, в которых закреплены винтами рабочие элементы, выполненные в виде призматических брусков размерами 60х16х15 (рис.2). Для сравнения применяли круги с алмазами АС15 и АС32. Режим резания: скорость резания 27 м/с; подача 0,27 м/с; глубина резания 1 мм. Ширина шлифования 30 мм.

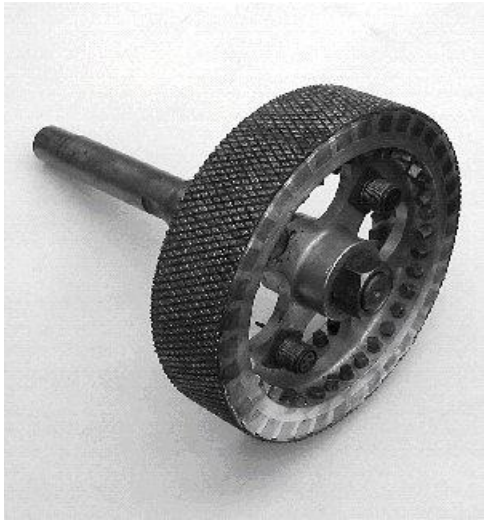


Рис.1. Конструкция сборного однослойного алмазного круга.

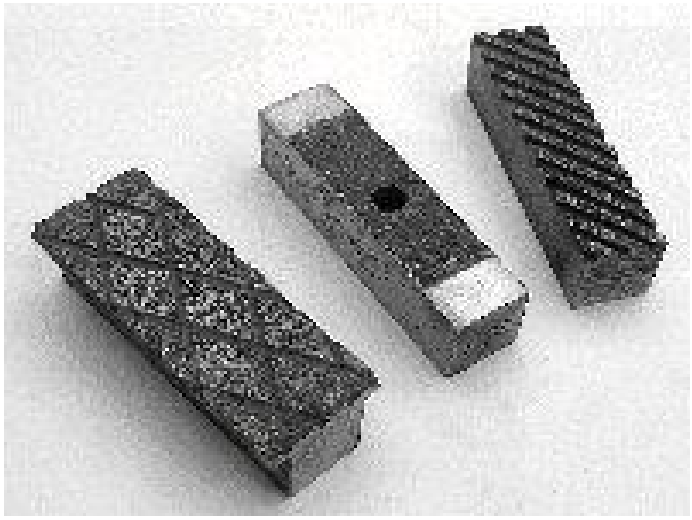


Рис. 2. Конструкция рабочего элемента сборного однослойного алмазного круга

Износ круга оценивали износом алмазов в круге, который измеряли вдоль образующей рабочего элемента (см. рис.2) на установке, состоящей из большого инструментального микроскопа и короткофокусного микроскопа МИН-9. Величину износа алмазов определяли по методу искусственных баз в 12-ти равноудаленных друг от друга точках, задание которых обеспечивалось механической частью большого инструментального микроскопа с точностью ±0,1 мм. За базовую линию отсчета принимались специально сделанные по краям рабочего элемента площадки, свободные от слоя связки и расположенные на расстоянии равном радиусу корпуса инструмента. Методика измерения величины износа алмазов в круге следующая. Рабочий элемент круга устанавливали на предметный столик большого инструментального микроскопа. Затем перемещением маховиков в продольном и поперечном направлении устанавливали рабочий элемент таким образом, чтобы в поле зрения микроскопа МИН-

9 находился край его, свободный от связки. При достижении максимальной резкости изображения производили отсчет по шкале микронной головки. Затем маховиком продольного перемещения рабочий элемент последовательно перемещали в фиксированные точки, в которых путем последовательного фокусирования на вершины алмазов производили отсчет по микронной головке микроскопа МИН-9. Разность этих величин при фокусировании на вершины алмазов и участки свободные от связки на корпусе рабочего элемента составляла величину износа алмазов в круге.

Для визуального наблюдения и измерения величины износа алмазов применяли цилиндрические вставки диаметром 5,6 мм. Таким образом, обеспечивался постоянный контроль одних и тех же участков рабочей поверхности круга. Цилиндрические вставки служили также объектом фотографирования как непосредственно на установке, так и на электронных сканирующих микроскопах «CAMEBACS» (Франция) и «CAMSCAN» (Англия).

При наблюдении рабочей поверхности круга за макроразрушение зерен принимали объемное разрушение, при котором высота выступания алмазов над поверхностью связки уменьшалась на треть и более первоначальной величины, а менее пятой части – микроразрушение. Вырванными считались зерна алмазов, полностью удаленные из связки.

Количественно макроразрушения и вырыв алмазных зерен из связки определяли процентным отношением их к общему количеству зерен, расположенных на контролируемой площади круга.

Интенсивность развития износа кругов из алмазов АС15 400/315, АС20 400/315 и АС32 400/315 при шлифовании ПКМ (стеклопластик типа Т10-80) показана на графике (рис.3).

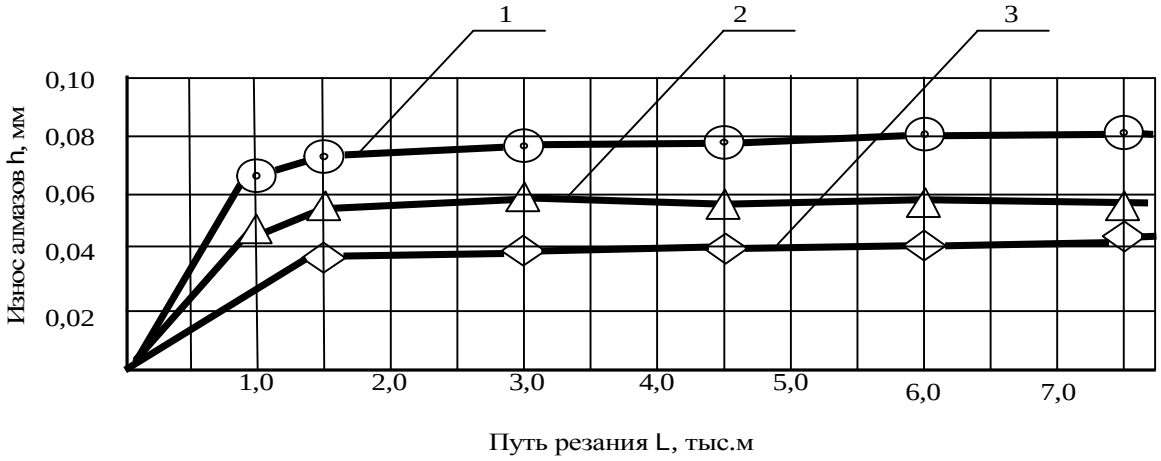


Рис.3. Изменение величины износа алмазов в круге в зависимости от пути резания: 1 – АС15 400/315; 2 – АС20 400/315; 3 – АС32 400/315.

Установлено, что износ алмазов в круге происходит неравномерно и протекает в два периода: период приработки и период пропорционального износа. Период приработки кругов АС20 400/315 заканчивается после 1,0 – 1,5 тыс.м пути резания. В табл. 1 представлены данные развития износа алмазов в круге АС20 400/315 в период его приработки. Контролировали 36 алмазсодержащих площадок площадью 100 мм^2 каждая.

Таблица 1 - Развитие износа алмазов в круге АС20 400/315 в период приработки

Показатели износа	Среднее арифметическое, шт/100 мм^2	Среднее квадратическое отклонение S, шт/100 мм^2	Доверительный интервал среднего арифметического, шт/100 мм^2	Количество зерен алмазов на площади 100 мм^2
Выпало алмазов из связки	12	1,1711	11-13	217
Алмазы с крупными трещинами	17	1,1212	16-18	217
Макросколы алмазов по высоте	19	1,5223	18-20	217
n = 36; $t_{кр}$=2,0281; P = 0,95				

Анализ данных, приведенных в табл. 1 показывает, что в период приработки примерно 20 - 25 % (22 %) алмазов в круге подвергаются полному или частичному разрушению, проявляющемся как в вырывании алмазов из связки круга, так и в их макроразрушении. Величина износа этих алмазов не превышает 35…43 мкм. Остальные алмазы (80 - 75 %) на рабочей поверхности не претерпевают видимых изменений. Установлено, что наибольшее количество зерен, вырванных из связки и имеющих макроразрушения и крупные трещины, приходится как раз на участки, прилегающие к передней кромке рабочего элемента прерывистой алмазсодержащей поверхности круга. Полученные результаты хорошо согласуются с данными А.В.Якимова [10] и др. исследователей, изучающих износ абразивных и алмазных прерывистых кругов.

Развитие износа алмазов АС15, АС20 и АС32 протекает практически одинаково (см. рис.3).После периода приработки, соответствующего 1,0 – 1,5 тыс.м пути резания, износ алмазов в круге во времени стабилизируется. Особенностью развития износа алмазов АС32 является отсутствие макросколов и излома зерен в период приработки.

Износ связки круга в период приработки имеет свои особенности. Образующаяся в процессе резания стружка, перемещаясь в зазоре круга со значительной скоростью, интенсивно контактирует со связкой и удаляет ее часть, образовывая перед передней поверхностью алмазов и, обтекая их с боковых сторон, углубления в виде лунок (рис.4). На рис.5 показано наряду с истиранием связки, которое заключается в «пропахивании» на ее поверхности борозд, направленных параллельно вектору скорости, также ее растрескивание в непосредственной близости от алмазных зерен. Такой характер разрушения связки предопределяет в практике шлифования особые требования к эксплуатации алмазных кругов. Связаны эти требования с тем, что истирание связки круга происходит, главным образом, перед передней поверхностью алмазного зерна, что значительно уменьшает прочность удержания его в связке, а следовательно, может привести к преждевременному износу круга. Во избежание этого явления следует периодически переустанавливать круг таким образом, чтобы переднюю поверхность алмазного зерна (см. рис.3) и противоположную ей поменять местами (период стойкости до переустановки определяли по результатам стойкостных испытаний, которые приведены в [8].

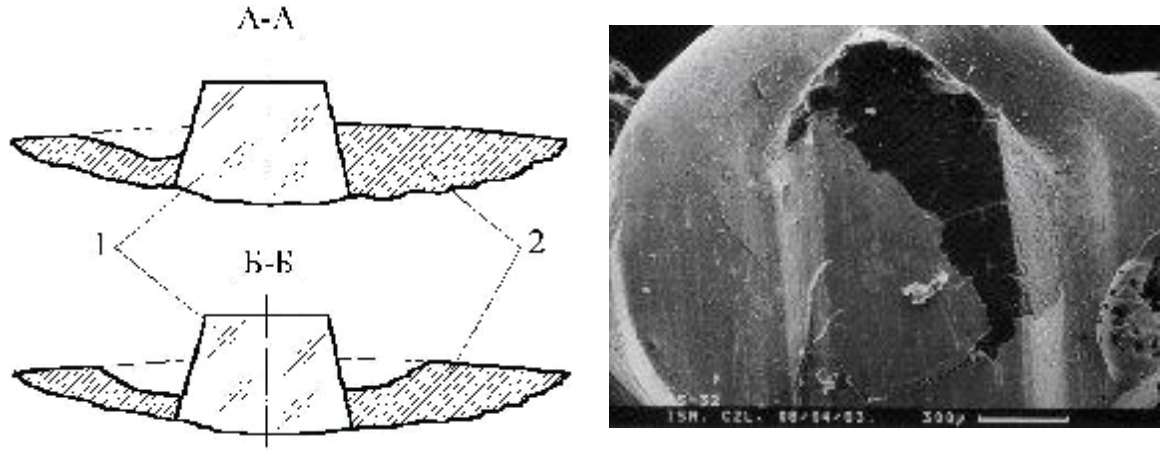


Рис.4. Схема (а) и вид износа (б) связки круга вокруг алмазного зерна в период приработки, (х63): 1 – алмазное зерно; 2 – связка круга

Период пропорционального износа, характеризующий второй период, сопровождается стабилизацией процесса изнашивания круга во времени. Выпадание целых зерен и их макроразрушение не наблюдались. Поверхностный износ алмазов в круге протекает в основном за счет отрыва микро- и тонкодисперсных частиц (рис.6) и абразивного истирания связки. Практически все зерна алмазов при шлифовании ПКМ продолжают резать до их полного вырыва из связки.

Оценку характера износа алмазов и связки круга проводили с помощью оптической и электронной растровой микроскопии [1-3]. Препарирование участков износа алмазсодержащего слоя круга сводилось к удалению волосяной щеткой продуктов обработки с последующей промывкой в ацетоне и обезвоженном спирте.

С помощью электронной микроскопии установлено, что поверхность алмазов пятнисто покрыта неровной полимерной пленкой (рис.7). Мы считаем, что налипшую на алмазы пленку из-за ее поверхностной неровности, как видно из рис.7, при малых увеличениях (х200…300) можно принять за «абразивную вспаханность» контактной поверхности алмазов. При больших увеличениях (х500…2000) неровности налипших полимерных пленок трудно принять за «абразивную вспаханность» (см.рис.7 в электронной рамке).

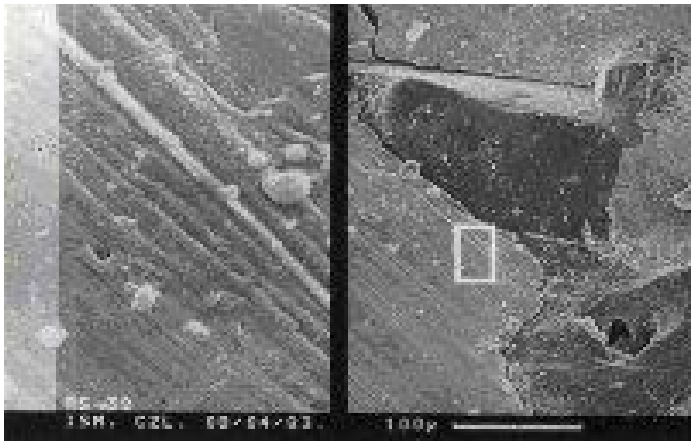
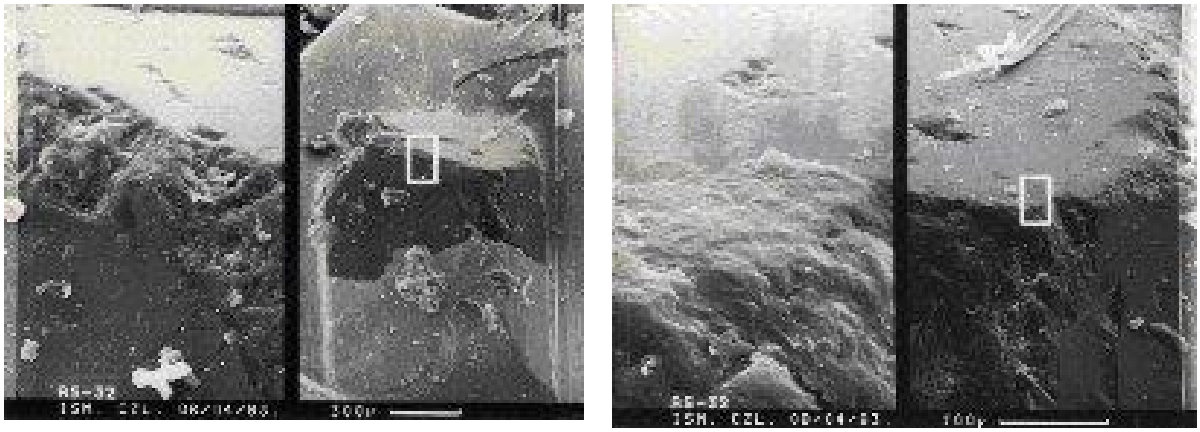


Рис.5. Вид износа связки алмазного однослойного круга («пропахивание» борозд параллельно вектору скорости и растрескивание связки вокруг алмаза), (х220, 1980).



а) б)

Рис.6. Вид износа алмазного зерна и связки (а) и участка сопряжения передней и задней поверхности того же алмазного зерна (б): а – (х48, 480); б – (х220,2200).

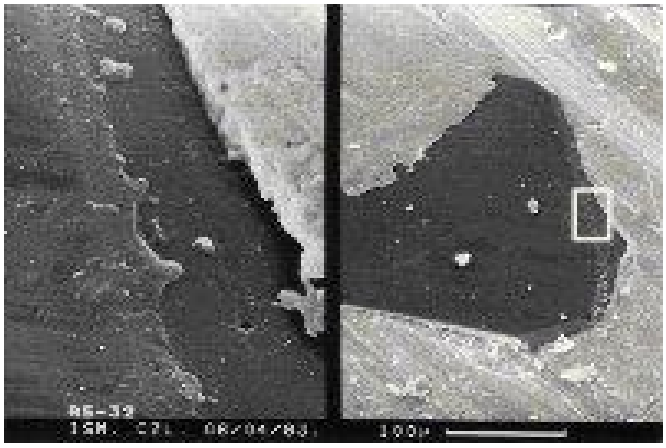


Рис.7. Вид поверхности алмаза с налипшей полимерной пленкой, (х210, 2100)

Никаких видимых следов абразивного износа алмазов при шлифовании ПКМ, в структуре которых могут находится твердые абразивные частицы, мы не обнаружили.

Установленные факты позволяют утверждать, что при резании ПКМ, в составе которых могут находится абразивные материалы, никаких признаков абразивного (микрорезания) воздействия их наполнителя и связующего полимера на алмазы в круге нет.

Поверхность алмазных зерен на участках износа, как показано на микрофотографиях, приобретает развитый рельеф, что свидетельствует о наличии хрупкого микроразрушения алмазов, вызванного действием как механического, так и механохимического факторов.

Для подтверждения этого научного положения и объяснения природы физических и химических явлений, протекающих на поверхности алмазсодержащего слоя круга при взаимодействии с ПКМ, были проведены две серии экспериментов. Методика проведения экспериментов базировалась на современных представлениях фундаментальных наук о взаимодействии полимера с металлами и другими твердыми телами [5,13,14].

Первый эксперимент. Определяли степень влияния продуктов деструкции полимера на измельчаемость (разрушение) алмазов, из которых изготавливают

однослойные алмазно-абразивные круги, предназначенные для шлифования древесно-фенольных композиций и им подобных материалов.

Необходимость проведения данного эксперимента по установлению влияния среды полимера на измельчение алмаза обусловлена, во-первых, тем, что при резании ПКМ в зоне резания протекают интенсивные внутренние процессы, которые нельзя вскрыть с помощью традиционной методологии резания материалов, во-вторых, неоднозначностью толкования учеными природы взаимодействия полимера с алмазсодержащим слоем инструмента. Нужны сложные приемы препарирования, а иногда и моделирование процесса резания.

В одну из двух реторт вибромельницы типа МОЛМ загружали только синтетические алмазы АС15 зернистостью 400/315 массой один грамм, во вторую – то же количество алмазов и дополнительно стружку древесно-фенольной композиции ДСП (П-3) массой 0,5 грамма. Мелющими элементами были шары диаметром 5 мм из стали ШХ 15 специально поверхностно покрытые слоем (примерно 0,05 мм) никеля гальваническим способом. Материал специально нанесенного поверхностного слоя шаров был родственный связке алмазно-абразивного круга. Помол проводили при комнатной температуре в среде воздуха при частоте вращения реторт 2820 мин$^{-1}$ в течение 0,1 часа. Из образовавшегося шлама методом термохимического обогащения выделяли алмазные зерна и на большом инструментальном микроскопе измеряли их размеры после помола без полимера и с полимером. Результаты измерений после математической обработки сведены в табл. 2.

Таблица 2. Длина алмазных зерен АС15 400/315 после дробления без полимера и с полимером

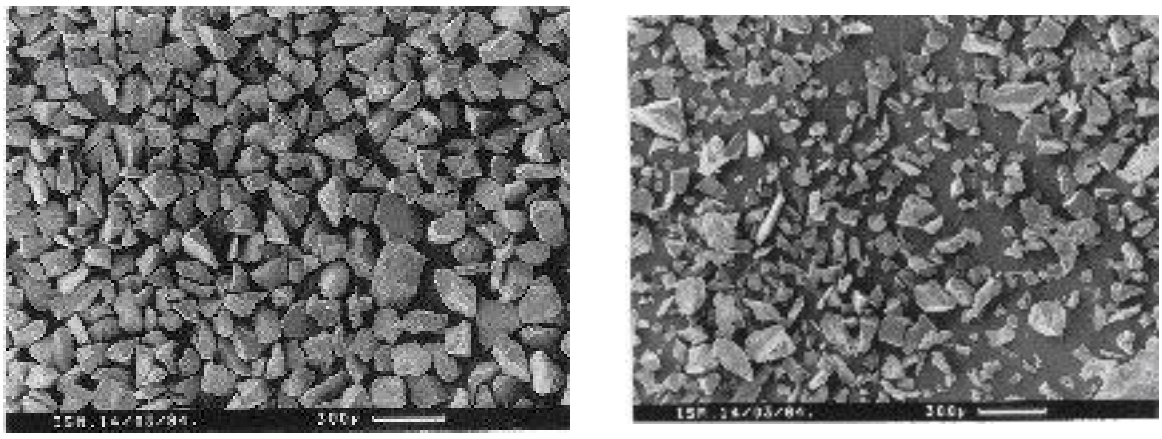
Показатели эксперимента	Среднее арифметическое, мкм	Среднее квадратическое отклонение, мкм	Доверительный интервал среднего арифметического, мкм
Вибропомол без полимера	230	1,7509	229,80-230,18
Вибропомол с полимером	103	0,7981	102,20-103,80

На рис.8 показаны микрофотографии алмазных зерен АС15 400/315 после помола в вибромельнице без полимера (рис.8,а) и в присутствии полимера (рис.8,б). В присутствии полимера происходит большее измельчение зерен алмаза, чем без полимера. Из данных табл.2 следует, что величина дробленных зерен после вибропомола в присутствии деструктированного полимера в 2…3 раза меньше, чем при помоле алмазов без полимера. Это объясняется тем, что продукты деструкции полимера являются сильными поверхностно-активными веществами (ПАВ), очень сильно интенсифицирующие разрушение механически напряженных твердых тел, а том числе и алмаза [5,6, 13]. Это явление – эффект Ребиндера [13,14], предполагающий понижение поверхностной энергии твердым телом и, следовательно, механической прочности. То есть, при одной и той же затрате механической энергии на помол алмазов поверхностно-активные вещества существенно влияют на их диспергированность. По аналогии с приведенным экспериментом измельчение алмаза в среде полимера протекает и процесс шлифования ПКМ.

Второй эксперимент. Стремились показать, что полимер древесно-фенольной композиции, нанесенный на поверхность алмазов при нагревании до температуры 800 - 1000 К термически деструктируется.

При алмазном шлифовании древесно-фенольных композиций в зоне резания возникает значительно более высокая температура, чем можно было бы предположить, исходя из оценки их физико-механических и теплофизических свойств.

Для измерения температуры в малых объемах зоны резания при шлифовании древесно-фенольных композиций, нами модернизирована термопара «два встроенных сближенных электрода» (2ВСЭ) [4]. С ее помощью было установлено, что температура в тонких контактных слоях (до 50 мкм) достигает 800 - 900 К, что превышает термостойкость фенольного полимера и органического наполнителя, а следовательно, приводит к термоокислительной деструкции поверхностного слоя обрабатываемого материала.



а) б)

Рис.8.Вид алмазных зерен АС15 400/315 после помола в вибромельнице: а – без полимера, (х50); б – в присутствии полимера, (х50)

На микроанализаторе МТВ 40-8 фирмы SETARAM (Франция) методом комплексного термического анализа ДТА-ДТГ-ТГ-Т в условиях программируемого нагрева со скоростью 5 ^{0}С в минуту устанавливали факт термоокислительной деструкции полимера и окисления зерен алмаза в среде воздуха, а также определяли абсолютные значения температуры, при которых протекают эти явления.

В навеску алмазов АС15 400/315 зернистостью 400/315 массой 10,5 мг при температуре 370 К вводили 2 мг расплава феноло-формальдегидной смолы резольного типа. При нагревании алмазного порошка с нанесенной на его зерна фенольной пленкой, полимер интенсивно термически деструктируется, начиная примерно с 500 К и продолжается до температуры приблизительно 800 К. Указанный интервал температур учитывает возможность структурирования полимера, что подтверждается убылью массы, нанесенной на алмазные зерна фенольной пленки. Алмаз также при этом заметно окисляется, что проявляется в убыли его массы при температуре свыше 1100 К. На рис.9 приведена термограмма взаимодействия алмазного порошка АС15 400/315 с полимером в среде воздуха.

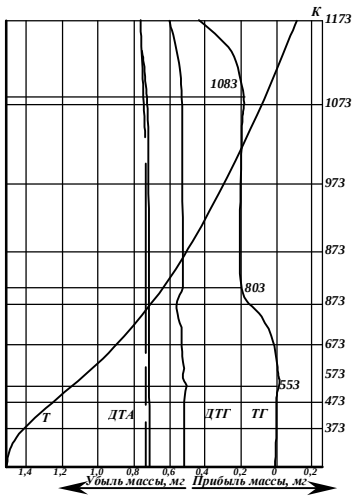


Рис.9.Термограмма взаимодействия алмазного порошка АС15 400/315 с полимером в среде воздуха

Сопоставление полученных термогравиметрированием данных о температуре деструкции полимера с экспериментально полученными нами данными о температуре в зоне резания при механообработке ПКМ [4] позволяет сделать важный вывод. Высокая температура зоны резания, практически всегда превышающая термостойкость полимера ПКМ, интенсифицирует течение механохимических процессов, которые неизбежно разрушают поверхностный слой как обработанной поверхности полимерной композиции, так и алмазсодержащий слой инструмента.

Результаты проведенных опытов позволили нам характеризовать природу износа однослойных алмазно-абразивных кругов при шлифовании ПКМ как механо-механохимически-адсорбционную.

При движении одного твердого тела по другому при внешнем трении и особенно при внедрении одного твердого тела (режущего клина инструмента) в другое (обрабатываемый материал) оба они испытывают механические напряжения. На участках фактического касания инструмента с обрабатываемым материалом образуется деструктированный, с огромным числом свободных радикалов, обладающих значительной избыточной энергией, вязкотекучий (в микрообъемах) полимер. Его тончайшая полимерная пленка, пятнисто покрывающая рабочую поверхность инструмента, является энергетическим поверхностно-активным веществом. Мигрируя по поверхности алмазсодержащего слоя и ее дефектам механически напряженного рабочего слоя инструмента деструктированный полимер понижает его поверхностную энергию и облегчает механический отрыв поверхностных микрочастиц инструментального материала. В инструменте при этом возникают новые поверхностные микротрещины, размыкаются и смыкаются уже существующие, по которым мигрирует деструктированная поверхностно-активная среда под действием механических напряжений и теплоты резания. Поверхностно-активные вещества, взаимодействуя с рабочими поверхностями инструмента, особенно с ювенильными, сильно снижают их поверхностную энергию (прочность), облегчая поверхностное микроразрушение твердого тела (инструмента). Этим и объясняется интенсивный износ инструмента из сверхтвердых материалов при резании сравнительно мягких и непрочных материалов как полимерные. Таков механизм механо-механохимически-адсорбционного износа однослойных алмазно-абразивных кругов при механической обработке резанием ПКМ.

Выводы.

Развитие износа однослойных алмазно-абразивных кругов при механической обработке резанием ПКМ протекает за два периода: период приработки, составляющий примерно 10-15 % размера зерен шлифпорошков алмазов, применяемых в инструменте и период пропорционального износа, составляющий примерно 35-45 % размера зерна.

Моделированием износа алмазов установлено, что в среде полимера зерна измельчаются в 2-3 раза интенсивнее, чем без полимера. Это подтверждает известное положение о сильной интенсификации, за счет образования продуктов деструкции полимера, обладающих свойствами поверхностно-активных веществ, поверхностного микроразрушения твердых тел(алмазсодержащего рабочего слоя).

Предложено объяснение механизма износа однослойных алмазно-абразивных кругов при механической обработке резанием ПКМ, в основе которого лежит положение о механо-механохимически-адсорбционной природе изнашивания твердых тел. Под действием механических напряжений, теплоты и окислительно-химических процессов в полимере происходят механохимические превращения с образованием поверхностно-активных веществ. В этой среде пребывают механически напряженные алмазы и металлическая связка инструмента, которые испытывают при этом сильное действие адсорбционного эффекта понижения поверхностной прочности; в результате этого сильно снижается поверхностная энергия алмазов и связки, что облегчает микро разрушение их поверхностного слоя.

Список литературы: 1. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред.. Н.В.Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с.: ил. (Б-ка инструментальщика). **2.** Сверхтвердые материалы. Получение и применение. Монография в 6 томах / Под общей ред..Н.В.Новикова. – Киев: ИСМ им.В.Н.Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2005. Том 3:Композиционные инструментальные материалы /Отв. ред.. А.Е.Шило. – Киев: ИСМ им.В.Н.Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2005. – 280 с. **3.** Синтез, спекание и свойства сверхтвердых материалов: Сб. науч. тр./ Отв. ред.. Н.В.Новиков; НАН Украины. Ин-т сверхтвердых материалов им.В.Н.Бакуля. – К., 2005. – 255 с – (Сер. Материаловедение). **4.** Шепелев А.А., Сороченко В.Г., Дрожжин В.И. Температура при алмазно-абразивном разрезании полимерных композиционных материалов // Наука і освіта: Збірник наукових праць (до 40-річчя співпраці Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» та Мішкольцького університету). – Харків: НТУ «ХПІ», 2004. – С.144-150. **5.** Дрожжин В.И. Физические особенности и закономерности процесса резания слоистых пластмасс. – Автореф. дисс….докт.техн.наук. - Киев, 1983.-39 с. **6.** Шепелев А.А., Сороченко В.Г. Механизм образования поверхностного слоя при алмазно-абразивной обработке полимерных композиционных материалов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2004. Вып.28. – С.202-205. **7.** Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. – Л.: Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1987. – 176 с. **8.** Шепелев А.А., Сороченко В.Г. Высокоэффективное шлифование полимерных композиционных материалов алмазно-абразивными кругами-барабанами // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. Вип.30. – С.246-255. **9.** Подураев В.Н., Тихонова Л.Г. Резание пластмасс. – В кн.: Итоги науки и техники. (Резание металлов. Станки и инструменты). М.:ВИНИТИ. 1979, т.5. С.306-309. **10.** Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения /Под общей редакцией Ф.В.Новикова и А.В.Якимова. В десяти томах. –Т.4. «Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов». – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. **11.** Износ алмазов и алмазных кругов. Т.Н.Лоладзе и Г.В.Бокучава. М., «Машиностроение», 1967, 113 стр. **12.** Семко М.Ф., Сустан Г.К., Дрожжин В.И. Обработка

резанием электроизоляционных материалов. – М.: Энергия, 1974. -176 с. **13.** Хайнике Г. Трибохимия: Пер. с англ.. – М.: Мир, 1987. – 584 с. **14.** Современные физические методы исследования полимеров: Справочник / Под ред.. Г.Л.Сломинского. – М.: Химия, 1982. -256 с.

Сдано в редакцию 17.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Матюха П.Г.

ТЕРМОМАГНИТНАЯ ОБРАБОТКА – КАК СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ДЕМПФИРУЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СПЛАВОВ ЖЕЛЕЗА

Шишкин В.М., Кондратов В.М., Скворцов А.И., Агапов А.И.
(ВятГУ, г. Киров, Россия)

The thermomagnetic treatment of damping alloys on the basis of Fe have been developed. Their properties have been described. The methods of thermomagnetic treatment and the mechanism of magnetic-mechanical damping in Fe alloys are been discussed. Peculiarities of the alloys have been considered as well. From the structural point of view function of the thermomagnetic treatment of damping alloys on the basis of Fe are analyzed.

Введение

Актуальность. Большой научный и практический интерес представляет разработка демпфирующих материалов и способов их обработки, что связано с актуальностью снижения вредных вибраций и шума динамически нагружаемых изделий. В последнее время отечественными и зарубежными исследователями разработан ряд высокодемпфирующих сплавов на основе железа с магнитомеханической природой внутреннего трения. Однако оптимизация способов их обработки не завершена.

Одним из способов улучшения магнитных и, как предполагается, демпфирующих свойств магнитомягких сплавов железа является термомагнитная обработка.

Анализ литературных данных показывает, что термомагнитная обработка приводит к существенному изотропному улучшению максимальной магнитной проницаемости магнитомягких кремнистых электротехнических сталей с содержанием кремния более 2 % [1].

Исследование влияния термомагнитной обработки на демпфирующие свойства и структуру демпфирующих сплавов железа с магнитомеханическим затуханием является актуальным в силу следующих обстоятельств.

Во-первых, изучение закономерностей влияния термомагнитной обработки на демпфирующие свойства, структуру этих сплавов способствует более полному пониманию процессов, проходящих в них при термомагнитной обработке, и в перспективе позволяет выработать пути целенаправленного воздействия термомагнитной обработки на этот материал.

Во-вторых, улучшение демпфирующих свойств сплавов железа с

магнитомеханическим затуханием, обладающих наивысшей демпфирующей

способностью из известных металлических материалов, имеет большое значение для борьбы с вредными шумом и вибрацией.

Цель настоящей работы – установить закономерности влияния термомагнитной обработки на демпфирующие свойства, структуру сплавов Fe с магнитомеханической природой внутреннего трения.

Задачами настоящей работы является изучение влияния термомагнитной обработки на демпфирующие свойства (параметры внутреннего трения) сплавов железа с ферритной структурой, влияния величины зерна феррита в сплавах железа с ферритной структурой, легирующих элементов (V, Al) в ферритных сплавах системы Fe–Cr, включений графита в ферритной матрице на изменение демпфирующих свойств после термомагнитной обработки, а также проанализировать изменение структуры после термомагнитной обработки и определить направление практического использования термомагнитной обработки для демпфирующих сплавов железа.

Методы исследований и способы обработки

Объектами исследования являются материалы, основной механизм внутреннего трения которых - магнитомеханической природы: сплавы Fe с Cr, V, Al, а также графитизированные высокоуглеродистые стали с Si и Al.

Режим термомагнитной обработки: нагрев до температуры 450 ºС с последующим ускоренным охлаждением в магнитном поле.

Характеристики внутреннего трения измерялись методом свободно затухающих колебаний обращенного крутильного маятника на установке, спроектированной и изготовленной в ВятГУ.

Рентгеноструктурный анализ проводили на установке ДРОН-3М в кобальтовом излучении со шлифа.

Съемку линий ферромагнитного резонанса проводили на радиоспектрометре РЭ-1301.

Результаты исследований и их обсуждение

Термомагнитная обработка повышает внутреннее трение сплавов Fe с ферритной структурой в интервале параметров внутреннего трения от $\delta_н$ до δ_m, соответствующих амплитудам от низкой $\gamma_н=3\cdot10^{-5}$ до амплитуды γ_m, соответствующей максимуму логарифмического декремента на его амплитудной зависимости (табл. 1, сплавы 1-4). Внутреннее трение этих сплавов обусловлено, в основном, магнитомеханическим затуханием. Эффект влияния термомагнитной обработки на прирост логарифмического декремента в интервале этих амплитуд имеет место и для сплавов Fe – Cr, и для сплавов, дополнительно легированных V, Al.

Таблица 1. Изменение параметров внутреннего трения в сплавах Fe в результате термомагнитной обработки

№ сплава	Сплав	$\Delta\delta_н$	$\Delta\delta_m$
		%	
1	Fe– 8%Cr	0,1	0,7
2	Fe–15%Cr	5	10
3	Fe–4%Cr-2%V	4	0
4	Fe–3%Cr-3%Al	5	4,5
5	Fe–1,2%C-2%Si-2%Al	0	0,15

Обозначения: $\Delta\delta_н$, $\Delta\delta_m$ даны в абсолютных %

В работах [2, 3] показано, что с укрупнением зерна магнитомеханическое затухание отожженных ферритных сплавов железа повышается. Можно предположить, что она повышается и с увеличением размера зерна. В результате проведенных в настоящей работе исследований это предположение подтвердилось.

Влияние размера зерна на эффект термомагнитной обработки было изучено на сплавах Fe-Cr. Обнаруженная закономерность иллюстрируются на следующем примере. В табл. 1 значительно больший прирост значений внутреннего трения в интервале параметров от $\delta_н$ до примерно δ_m для сплава Fe-15%Cr по сравнению со сплавом Fe-8%Cr в результате термомагнитной обработки обусловлен более крупным зерном в первом сплаве (средний диаметр зерна d равен соответственно 105 и 22 мкм). Разная величина зерна обусловлена тем, что сплав Fe-15%Cr – ферритный и при высокотемпературном отжиге зерно растет, а сплав с полным α-γ превращением Fe-8%Cr при ковке и последующем отжиге претерпевает фазовую перекристаллизацию, сопровождающуюся измельчением зерна.

Интенсивность воздействия термомагнитной обработки на внутреннее трение магнитомягких сплавов Fe в значительной мере зависит от их структуры. Из табл. 2 видно, что в результате термомагнитной обработки изменяется кристаллическая структура: увеличиваются период решетки и ширина рентгеновских линий мелкозернистого сплава Fe-8%Cr и крупнозернистого сплава Fe-19%Cr (d равен соответственно 22 и 75 мкм). Это свидетельствует, во-первых, о диффузионном перераспределении в сплавах атомов легирующих и, очевидно, примесных элементов при термомагнитной обработке. Во-вторых, увеличение периода решетки и ширины рентгеновских линий обусловлено обогащением α-твердого раствора атомами Cr и примесей, размеры которых больше по сравнению с атомом Fe. Источниками обогащения могут быть 1) сегрегации атомов Cr на границах зерен, рассасывающиеся по телу зерна при термомагнитной обработке, что наиболее вероятно в мелкозернистых сплавах, а также 2) включения, разлагающиеся при термомагнитной обработке. Отсюда также следует, что необходимо учитывать вклад в эффект термомагнитной обработки внутризеренной структуры, в частности, структурной анизотропии.

Таблица 2. Увеличение периода решетки a и ширины линии (310)α_1 β сплавов Fe-Cr в результате термомагнитной обработки

Сплав	Δa, 10^{-5} нм	$\Delta\beta$, мрад
Fe-8%Cr	5	4
Fe-19%Cr	3	1

Структурную анизотропию исследовали методом ферромагнитного резонанса. В качестве характеристики степени структурной анизотропии был введен параметр:

$$k_a = S_a / I = S_a /[\sqrt{3} I_0 (H_2 - H_1)],$$

где S_a – площадь, характеризующая отклонение линии поглощения $I'(H)$ от эталонной (рис. 1); $I = \sqrt{3} I_0 (H_2 - H_1)$ – интенсивность линии поглощения, где I_0 – расстояние между максимумом и минимумом производной I' на графике $I'(H)$, H_2 и H_1 – напряжен-

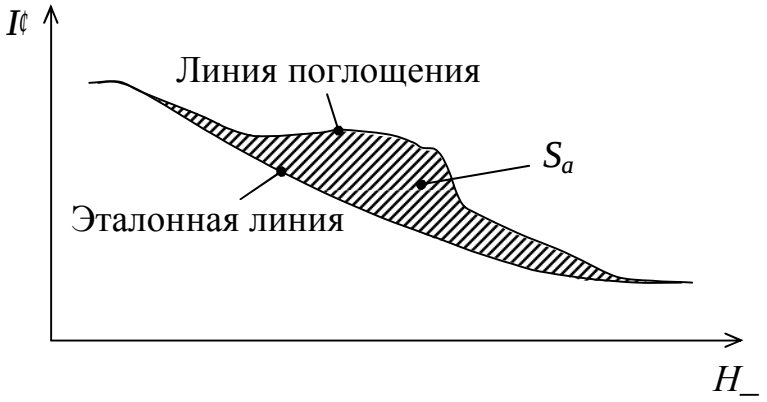


Рис. 1. Схема определения площади S_a, характеризующей отклонение линии поглощения ферромагнитного резонанса от эталонной.

ности постоянного магнитного поля, соответствующие минимуму и максимуму на графике $I'(H)$ [4]. За эталон принята одна из линий квазиизотропного мелкокристаллического сплава Fe-8%Cr.

В результате исследований было обнаружено (табл. 3), что: 1) степень структурной анизотропии в сплавах Fe-Cr соответствует размеру зерна; 2) термомагнитная обработка практически не меняет степень структурной анизотропии в мелкозернистых сплавах (в сплаве Fe-8%Cr с полным α-γ превращением) и заметно снижает ее в сплавах с более крупным зерном (в сплавах Fe-15%Cr и Fe-19%Cr без α-γ превращения).

Таблица 3. Изменение степени структурной анизотропии k_a в результате термомагнитной обработки (ТМагО) и средний размер зерна d в сплавах Fe-Cr

Сплав	k_a		Δk_a	d, мкм
	исх.	ТМагО		
Fe-8%Cr	0.18	0.18	0	22
Fe-15%Cr	3.03	2.82	0.21	105
Fe-19%Cr	2.02	1.77	0.25	75

Наиболее вероятным является то, что изменение структурной анизотропии в сплавах Fe-Cr при термомагнитной обработке обусловлено диффузионным перераспределением атомов Cr в объеме сплава, в том числе, и в объеме зерна.

Исследовано влияние графитных включений на изменение демпфирующих свойств сплавов Fe с ферритной матрицей при термомагнитной обработке. Объект исследований - графитизированные стали. Из табл. 1 видно, что принципиальное отличие во влиянии термомагнитной обработки на демпфирующие свойства графитизированной высокоуглеродистой стали (сплав 5) по сравнению со сплавами Fe с ферритной структурой (сплавы 1-4) заключается в том, что изменение демпфирующих свойств после термомагнитной обработки графитизированных сталях значительно меньше. Это объясняется большой плотностью диамагнитных графитных включений в относительно

мелкозернистой ($d \leqq 20$ мкм) ферритной матрице. Такая структура обладает низкой способностью к получению при термомагнитной обработке магнитной структуры, которая обладала бы облегченной перестройкой при циклических колебаниях.

Выводы

1. Для сплавов Fe с ферритной структурой установлены следующие закономерности:

1) Чем крупнее зерно феррита в сплавах с ферритной структурой, тем больше прирост внутреннего трения в интервале амплитуд до примерно амплитуды его максимума за счет термомагнитной обработки.

2) Результаты рентгеноструктурного анализа и метода ферромагнитного резонанса свидетельствуют о том, что в сплавах Fe-Cr при термомагнитной обработке происходит диффузионное перераспределение атомов легирующих элементов с изменением структурной анизотропии.

2. В высокоуглеродистых графитизированных сталях с феррито-графитной структурой изменение демпфирующих свойств в результате термомагнитной обработки невелико, что обусловлено большим числом диамагнитных включений графита в относительно мелкозернистой ферритной матрице.

3. Из экспериментальных результатов следует, что для улучшения демпфирующих свойств сплавов Fe за счет термомагнитной обработки наиболее рационально использовать ферритные сплавы.

Список литературы: 1. Старцева И.Е., Шулика В.В. Связь эффективности термомагнитной обработки и формы кривой температурной зависимости начальной проницаемости железокремнистых сплавов // Физика металлов и металловедение – 1974. – Т. 37, № 1. – С. 98-106. **2.** Скворцов А.И. Влияние структуры на демпфирующую способность и механические свойства сплавов железа с магнитомеханическим затуханием // Металловедение и термическая обработка металлов - 2004. - № 5. - С. 18–25. **3.** Скворцов А.И. Роль кристаллической и магнитной структур в формировании высокого магнитомеханического затухания в сплавах железа // Физика металлов и металловедение – 1993. - Т. 75, № 6. - С. 118–124. **4.** Зюзин А.М., Бажанов А.Г. Магнитные свойства атомов и магнитные резонансы: Под ред. Зюзина А.М. - Саранск: Изд. МорГУ, 2000. - 56 с.

Сдано в редакцию 12.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

CONTROLLING THE DYNAMICAL SYSTEM OF MACHINE TOOL BY ELASTIC-DEFORMABLE SHAFTS MACHINING

Abakumov Alexander[1], Taranenko Victor[2], Zubrzycki Jarosław[2], Wołos Dariusz[2]
([1]Samara University of Technology, Samara, Russia; [2]ITSI, Lublin University of Technology, Lublin, Poland)

In article has been presented machining process mathematical model of elastic-deformable shafts. It has been presented problem of optimal regulation of technological system in automated production systems too.

1. INTRODUCTION

The significant group among different rotational parts establish parts with small stiffness which are made of alloy steel with high strength: shafts, axes, toothed shafts, torsional and elastic

shafts, shafts-impellers of electric micro machines, precise and special tools (drills, reamers, screw-taps, boring bars) and other. Traditional application by turning of rests and other devices which increase stiffness doesn't enable sufficient dynamical strains decreasing and complicate a machining process, limiting their application in automated production.

There are lots of efficient ways of increasing the precision of parts with small stiffness machining and one of them is controlling precision taking into consideration their elastic-deformable state [1, 2]. According to considered [1] classification, following regulating factors (or their combination) are applied as regulating reactions: axial tension or tension with axis displacement, accessory force reactions, orientated toward compensation of machining process force factors; bending moments on abutments and bending-torsional force reactions.

During designing systems of automated control (SAC), which are intended for decreasing the reliability of gears' and machining precision, it is necessary to take into consideration the dynamical properties of control object (CO), which are determined first of all by all processes connected with elastic strains of technological system's (TS) elements. Much of a priori information about processes which take place in machines' dynamical systems, enables the analytical solution of identification task, and after that an experimental precisely definition of model's parameters.

2. simplyfying of output mathematical model of dynamical technological process of machining system

One of the most urgent problems which appear during precision estimation and SAC designing is to work out the mathematical description of TS which is considered as CO. Dynamical system (DS) of turning is a TS – that means, a machine tool with technological process (TP) of turning, which is realized in it. In engineering practice of SAC calculation, representing the properties of dynamical elements and systems as typical dynamical links and their combinations is widely applied. In [2,3] they obtained relations for operator transmittance (OT) and mathematical models (MM) of DS in such form:

$$G_{Fg_y}(s) = K_{Fg_y}\frac{1+B_0G_t(s)}{1+BG_t(s)}, \tag{1}$$

where:

$$K_{Fg_y} = \frac{K_{yF}}{1+n_yh_{yy}+n_xh_{xy}+n_zh_{zz}k_{bz}}; B_0 = m_xh_{xx}; \tag{2}$$

$$B = \frac{m_xh_{xx}+K_{k_r}(m_yh_{yy}+m_xh_{xy}+m_zh_{zz}k_{bz})}{1+n_yh_{yy}+n_xh_{xy}+n_zh_{zz}k_{bz}}; \tag{3}$$

$$G_t(s) = 1-e^{-st},$$

where $t = 1/n_{wr}$ – delay time, n_{wr} – rotational speed of fixed headstock, and the factor of proportionality K_{yF} is defined by such relation [2]:

$$K_{yF} = \left(\frac{\partial g_y}{\partial F_{x1}}\right)_0 = -\frac{g_{y_0}L_p^2}{4p^2EI+F_{x1_0}L^2p}. \tag{4}$$

In case of lengthwise grinding, a grinding wheel is considered as equivalent edge and its approach angle is $k_r = 90^0$. For process of lengthwise turning with edges $k_r = 90^0$ and lengthwise grinding, the relation (3) simplifies:

$$B = \frac{m_xh_{xx}}{1+n_yh_{yy}+n_xh_{xy}+n_zh_{zz}k_{bz}}.$$

OT of the object by application of other force control reactions is reduced to analogical form and it differs from (1) only with factor's of proportionality expressions, which data is included in [2]. Introducing a generalized factor of proportionality K_{0Fg_i}, OT of the object by different additional force reactions can be defined in following form:

$$G_{Fg_i}(s) = K_{0Fg_i}\frac{1+B_0G_t(s)}{1+BG_t(s)}. \quad (5)$$

A control defect by applying the tensile force (what is effective only for defined parts type dimensions) is a small value of factor of proportionality according to controlling reaction that results in a small susceptibility of SAC to that reaction. The efficiency of controlling and sensitivity of SAC increase markedly by applying other controlling force reactions, e. g. additional bending forces and bending moments. There is also another way of additional reactions to elastic-deformable state: applying electromagnetic forces which appear as the result of electromagnetic field and passing current through that part.

The proposed regulating reaction is taken into consideration in a vector of additional force reactions as components of $\Delta F_{em}(s)$ – an additional force which is oriented on compensation of TS elastic strains along Y axis. OT of the model for that reaction is reduced to OT form (5). Besides, the object's factor of proportionality is defined with such form:

$$K_{F0g_y} = \frac{h_{yy}}{1+n_yh_{yy}+n_xh_{xy}+n_zh_{zz}k_{bz}}. \quad (6)$$

Comparing OT relations according to control reaction in the shape of feed with object's OT with other control force reactions, it can be seen, that in OT according to (5) in contradistinction to OT for feed channel:

$$G_{v_fg_i}(s) = \frac{\Delta g_i(s)}{\Delta v_f(s)} = \frac{K_{1v_fg_i}G_t(s)}{s[1+BG_t(s)]},$$

multiplier $\frac{1}{s}\cdot G_t(s)$ doesn't exist [2, 3]. Hence, the model's inertia according to channel of additional force reactions turn out to be lower. It can be confirmed basing on analysis of frequency characteristics of base model. Applying Euler transformation to exponential function and taking $K_{0Fg_y}=1$, object's frequency OT is obtained:

$$G_0(jw) = \frac{(1+B_0-B_0\cos wt)+jB_0\sin wt}{(1+B-B\cos wt)+jB\sin wt},$$

According to it, they defined relations for amplitude frequency characteristic (AFC) and phase frequency characteristic (PFC) of the object:

$$A(w) = \frac{\sqrt{(1+B_0-B_0\cos wt)^2+(B_0\sin wt)^2}}{\sqrt{(1+B-B\cos wt)^2+(B\sin wt)^2}};$$

$$j(w) = arctg\frac{B_0\sin wt}{1+B_0-B_0\cos wt} - arctg\frac{B\sin wt}{1+B-B\cos wt}.$$

It is obvious, that dynamical properties of the object depend on factors B and B_0 ratio.

If $B \cong B_0$, model's properties for taken assumptions are close to characteristics of proportional link. In general case, AFC and PFC are periodical functions with period of τ-multiplication. Calculations of model's frequency characteristics according to mentioned relations show, that logarithmic amplitude characteristic (LAC) of base model differs from LAC of proportional element in relatively small limits. For example, with $B=0,6$ and $B_0 = 0,2$ the maximum deviation doesn't exceed *3,9 dB*; in case, that $B_0 = 1$, deviations grow with simultaneous coefficient B increasing, when $B=0,5$, the maximum deviation doesn't exceed *6,1 dB*.

3. experimental research on dynamical characteistics

The aim of the experimental research on TS dynamical characteristics during elastic-deformable parts' turning consist in estimation of adequacy the object's MM (obtained basing on analytical methods of identification) to original.

The elastic-deformable part with small stiffness was applied the static forces, which simulate the cutting force: axial and with axle displacement by tensile forces, bending moments, additional forces with elastic dampers counteraction on the special stand. Elastic strains of TS elements were determined with micrometric handwheels. On Fig. 1 they presented the block diagram of experimental stand, where transient processes in DS (including part with small stiffness during machining with tension) are studied.

The stand is organized with use of lathe 1I 616P and include the part with small stiffness 1, fixed in holder 2 and sleeve clip 3 of tailstock 3, which include the tensile mechanism in shape of air-powered force cylinder 5. Cavities of the air-powered cylinder are connected to feeding line by electro pneumatic valves 6 and block 7 to air preparing. The part is machined by the edge 8, which is fixed in elastic tool holder 9 (dynamometer) on the machine's slide 10. On the bed of the machine tool there is an additional device (settled with use of bracket 11) which defines strains resulted from parts' vibrations. The device's bolt 12 is settled in ball slides of sleeve 13, the spring 14 generates tension.

They applied the measurement-recording complex which include two-component dynamometer 9, tezo-station 7 (type 8ANCz-7N), indicators 16 and 17, oscillograph 18 to transient characteristics of components F_c and F_p change recording.

The measuring complex feeding proceeded from stabilizers 19; vibration strains were measured by apparatus WI 6-6TN, which consists of : power voltage stabilizer 20, voltage converter 21, converter 22 (type DW-1SG) which is fixed on stick 12, demodulator 23, filter 24, amplifier 25, oscillograph 26. The moment when transient process by applying and removing the control reactions in shape of tensile force starts, is defined by signal from electro pneumatic valve winding.

During testing the object interactions on test reactions, it is necessary to define self inertia of the system's executive element – pneumatic drive. The analysis of the pneumatic element's equation of motion inform, that its dynamical properties can be approximately described by aperiodic link of OT [2,3]:

$$G_{np}(s) = \frac{K_{np}}{T_{np}s + 1},$$

where equivalent time-constant T_{np} is equal *0,01-0,02s* – it depends on initial air-powered cylinder piston position.

They presented the initial coordinate of the object, in which they considered the gain in elastic strains by coordinate *Y*, giving the input elementary pitch signal, which takes into consideration the executive element inertia. The operational transmittance is equal

$$\Delta g_y(s) = \frac{1}{s} G_{np}(s) G_{Fg_y}(s) = \frac{K_{np} K_{0Fg_y} (T_{05}s + 1)(T_{06}s + 1)}{s(T_{np}s + 1)(T_{01}s + 1)(T_{02}s + 1)}.$$

The carried out research show, that time-constants in numerator and denominator of OT object have similar value and its dynamical properties are related to properties of proportional link, that's why the transient process by giving the element input pitch is defined mostly by its element properties. For example, by experimental research of time characteristics, they carried out the machining process of the steel 45 part with diameter 5mm and length 200mm.

The machining parameters are: $a=0,2mm$; $b_1=0,75mm$; $\kappa_r=90°$; $v_c=0,33m/s$; $\tau=0,047s$, the initial value of tensile force $F_{x1}=1980N$.

According to references [2,3], they defined values of factors m_x, m_y are: $m_x=m_y=0,61\cdot10^6 N/m$. The coefficients of elastic system reaction by coordinate X are, in that case, defined mostly by machine tool's elastic properties and $h_{xx}=3\cdot10^{-7} m/N$ and by coordinate Y – by part's elastic properties. Calculations are carrying out according to relations mentioned in [2, 3], for a case when cutting force is applied in the middle point of the part: initial value of part's elastic strains $g_{y0}=0,11\cdot10^{-3}m$, $h_{yy}=1,2\cdot10^{-6}m/N$. The values of factors B_0 and B are: $B_0=0,18$, $B=0,17$.

Taken into consideration, that values of B_0 and B are close, the object can be considered, in approximation, as proportional link and transient characteristic – defined by executive element inertia. Actually, the experiment result shows, that curve of the transient process has, in that conditions, an exponential course with time constant T_{np}.

4. syntesis of optimal regulator

The problem of optimal control of TS elastic strains is computed analogous to the one considered in [5,6]. Besides, it is unnecessary to correct the system parameters settings, thanks to quite high stability of the control system parameters. The control system properties are similar to proportional link parameters, according to the results mentioned above. In lots of cases, interferential reaction (in shape of machining allowance change) can be considered as normal stationary random process and the random correlations function of the interferences' coordinate can be approximated by exponential-cosines relation:

$$K(t) = De^{-at}\cos bt\ , \qquad (7)$$

where D – dispersion of the random process, α – index of correlation function decay, β – frequency of correlation function change.

On equal terms with mathematical model of interferences in form of random process with correlation function (7), the random process of "white noise" type can be considered as the interferential model. The model of "white noise" type as the border case of not correlated process is advised to be applied, when there is no credible information of random process characteristics. It should be taken into consideration, that deviation Δg is considered here as regulated coordinate.

Choosing the proper start of Δg mean value computing, that factor can be reduced to zero. Therefore, the interference is going to be considered as random process with mathematical expectation equal to zero.

In the capacity of optimization criterion for TS, which are exposed to interferences in the stationery random process form, it is suitable to take into consideration [5] the minimum of mean value of deviation square Δg^2 with restrictions on the driving power u^2 and describe that criterion in following form:

$$J = m^2 < \Delta g^2 > + < u^2 >, \qquad (8)$$

where m – indefinite Lagrange multiplier.

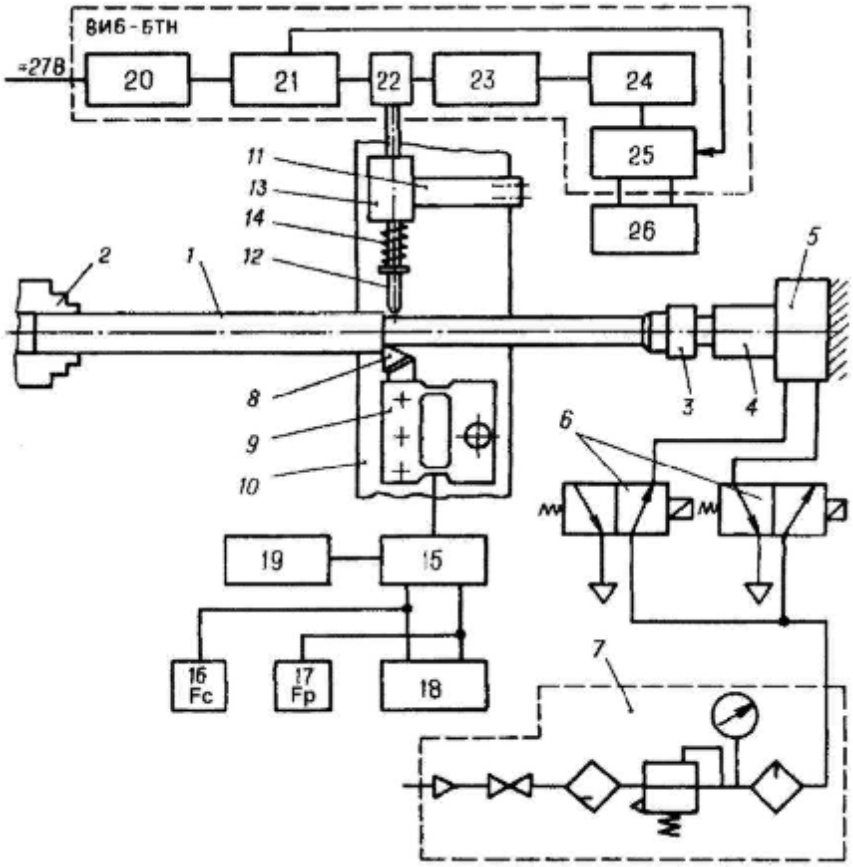


Fig. 1. Block schema of the stand to research the time and frequency characteristics of dynamical system

The operational transmittance is equal (when the generalized object's factor refers to the controller and the proportional link is the dynamical object's model):

$$G_o(s) = \frac{B_o(s)}{A_o(s)} = 1.$$

We synthesize the optimum controller (according to (8) criterion) for interference in the form of random process with exponential-cosines function (7). Standard spectral interference power density:

$$S_j(w) = \frac{a^2 + b^2 + w^2}{(a^2 + b^2 + w^2)^2 - 4b^2 w^2},$$

Can be defined in the following form (after presenting by Laplace and separating):

$$S_j(s) = S_1(s) S_1(-s),$$

where,

$$S_1(s) = \frac{b_{s0} s + b_{s1}}{a_{s0} s^2 + a_{s1} s + a_{s2}};$$

$$S_1(-s) = \frac{b_{s0} s + b_{s1}}{a_{s0} s^2 - a_{s1} s + a_{s2}}.$$

We can write down the multinominal expression, applying the methodology of synthesis ([4, 5]):

$$G(s)G(-s) = A_o(s)A_o(-s) + m^2 = 1 + m^2.$$

$$G(s) = G(-s) = \sqrt{1+m^2}.$$

Indirect expression for considered case is:

$$\frac{A_o(-s)}{G(-s)} S_1(s) = \frac{1}{\sqrt{1+m^2}} \cdot \frac{b_{s0}s + b_{s1}}{a_{s0}s^2 + a_{s1}s + a_{s2}}.$$

Its total part equal zero, because the order of magnitude for denominator's multinominal is higher than numerator's multinominal and the denominator's multinominal of that expression has no solution in left half-plane, therefore:

$$M_0(s) = 0, M_-(s) = 0,$$

$$M_+(s) = \frac{1}{\sqrt{1+m^2}} \cdot \frac{b_{s0}s + b_{s1}}{a_{s0}s^2 + a_{s1}s + a_{s2}}.$$

There is an expression for auxiliary function:

$$\Phi(s) = \frac{M_+(s)}{G(s)S_1(s)} = \frac{1}{1+m^2},$$

and the operational transmittance of optimum controller is equal:

$$G_r(s) = A_o(s) - \frac{1}{\Phi(s)} = -m^2.$$

Hence, similarly to the case of interference in the form of random process with exponential-cosines function, the optimum controller is a typical proportional controller, and its proportionality coefficient is described by selected level of limitations on the control reaction.

Similar to previous description, it is easy to obtain expressions for OT of closed system by interference and control, expressions that become proportionality coefficients and after transition to frequency plane – they become expressions for square of amplitude frequency characteristic respecting to control and interfering reaction.

Taken into consideration the obtained correlations, the mean square deviation of initial coordinate Δg^2 and mean square value of the control reaction Δu^2 are defined.

5. conclusion

The results of theoretical and experimental research of object's time characteristics by channel of additional force reactions, confirm the above-mentioned conclusion, that DS's properties are, in approximation, equivalent to proportional link when TS's elastic-deformable state is being controlled. Such simplification is correct only when "low" and "medium" frequencies (dynamical properties of control process and elastic system are not shown) range is being considered. Time-constants of elastic system and cutting process which define limits of the "medium" frequencies range, are between *0,003s* and *0,005s.* Time-constants of executive element, which are applied during constructing SAC by elastic-deformable state, usually increase the pointed value by an order of magnitude. Hence, the range of important frequencies is defined by the executive element's inertia and is localized more to the left than range of frequencies that are defined by dynamical characteristics of considered object.

In case of interferences in the form of exponential-cosines function, the optimum controller for the model is the typical proportional controller, which proportionality coefficient is defined by selected level of limitations on the control reaction.

References: 1 Taranenko W, Świć A. Technologia kształtowania części maszyn o małej sztywności. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej Lublin,2005. - 282 s. **2.** Тараненко В.А., Абакумов А.М. Динамические модели для оценки точности технологических систем. – М.: ВНИИТЭМР, Вып. 1, 1989.—56 с. **3.** Тараненко В.А. Оптимальное управление динамической системой станка при обработке упругодеформированных деталей малой жесткости.- Acta Mechanica Slovaca, KOŚICE, 3/2003.ROĆNIK 7. –S.173-180. Journal published by Fakulty of Mechanical Engineering, the Technical University in Košice. **4.** Абдулаев Н.Д., Петров Ю.П. Теория и методы проектирования оптимальных регуляторов. Л.: Энергоатомиздат, 1985.—278 с. **5.**A. Levchenko, W.Taranenko, IDENTIFICATION AND AUTOMATION OF DEEP-HOLE DRILLING. Preoceedings of The 2nd International Conference On Machining and Measurements of Sculptured Surfaces 20-22 September 2000, Krakow, Poland, p.149-154.

Сдано в редакцию 12.06.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

MODELING PARAMETERS OF THE SURFACE COARSENESS IN AUTOMATED SHAFTS PROCESSING

Wołos Dariusz, Taranenko Wiktor, Świć Antoni, Opielak Marek
(Lublin University of Technology, Lublin, Poland)

In article was introduced process of roughness parameters modeling by shafts turning. Introduced model comply influence of technological parameters of turning process, turning parameters, stages waste and working period of blade. The comparative analysis of experimental results and computer simulation the mathematical model was introduced.

Manipulating the products quality at metalwork designing process level requires modeling the process of forming the part quality parameters, e.g. roughness and corrugation. The most important forecasting parameter is quality. This is because defects at final process stage cannot be fixed. Turning process is usually final stage process. High quality of the numerically controlled machines, the high performance of the machining tool and rolling optimal parameters selection guarantees rolling without surplus, burnouts and vibrations.

Control quality parameters is possible both at the stage of designing technology - technological production preparation and as well as at direct control of technological processes and operations. Analysis and optimization of the technology variants is more appropriate at the designing stage. This is because choice of the optimal variant are shortening, new products preparing efforts are decreasing thus simplifying technical resources, directly controlling machining devices. To create such a forecast at the stage of preparing the production and control automatic of parameters quality in metalwork we need to build mathematical model of quality parameters shaping.

Carried out earlier the researches are enabling the irregularity at turning modeling, assuming that:

- the knife is migrating towards the object in conformity with kinematics of turning;
- the knife is making oscillation according with direction of turning radial force - F_p;

- the blade is carrying the profile of its hip to the processing object.

By performing showed force interactions elastic displacement any object free point y_1 can be introduced as [5]:

$$y_1 = \left\{ y_0 K_1(ax) + \frac{\Theta_0 K_2(ax)}{a} + \frac{M_0 K_3(ax)}{a^2 EI} + \frac{Q_0 K_4(ax)}{a^3 EI} + \frac{F_0 K_4[a(x-a)]}{a^3 EI} \right\} \cos wt, \quad (1)$$

where: K_1, K_2, K_3, K_4 are A. N. Kryłow's bar functions, where:

$$a = \left(\frac{mw^2}{EI} \right)^{0,25}$$

Displacement the blade hip y_2 toward acting of F_p force was introduced in form of the harmonic function of the time at the same timescale as extorting force

$$y_2 = y_{20}(x) \cos wt. \quad (2)$$

Searching mutual displacement y_i of the object y_{i1} and the blade hip y_{i2}, determining turning irregularities is possible to introduce as:

$$y_i = y_{i1} + y_{i2}. \quad (3)$$

Result of size of the surface roughness irregularities, depicting profilogram, is creating as a result of adding to calculated earlier movement matrix the irregularity matrix $\{h_j\}$ received by putting on y_i displacements the blade hip profile in the basic surface which is approximately possible to describe with the arc of the r_p radius (fig. 1).

Distance between curve y_i and y_{i+1} is choosing equal of feed f = s by turning. Calculations are being carried as follows: ordinates of U_1 and U_2 points put in the centre of the gap are being determined and go out from the irregularity profile a smaller ordinate is being chosen as h_j (fig. 2) [2.3].

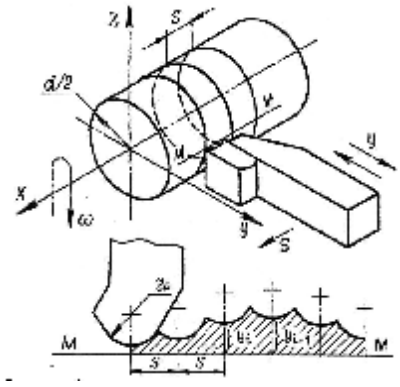


Fig. 1. Diagram showing irregularity at rolling formation, where M_M is a route of the profilogram; y_i and y_{i+1} is a mutual parts and blades movement sizes.

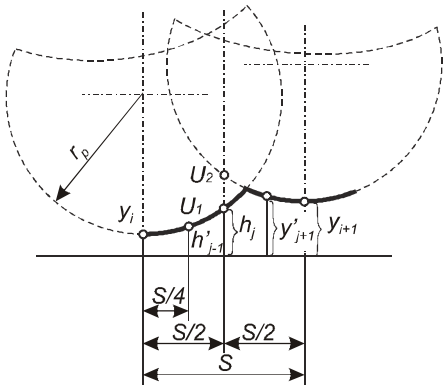


Fig. 2. Scheme of putting the blade profile to modeled profilogram (s=f)

From geometrical deliberations (s = f):

$$h_j = y_i + \left(r_p - \sqrt{r_p^2 - \frac{s^2}{4}} \right) \approx y_i + \frac{s^2}{8 r_p}, \quad h_{j+1} = y_{i+1} + \frac{s^2}{8 r_p}, \quad h_j = h_{j\min}, \quad (4)$$

$$h'_{j-1} = y_i + \frac{s^2}{32 r_p}, \quad h'_{j+1} = y_{i+1} + \frac{s^2}{32 r_p}.$$

The roughness and wavinesses parameters are being calculated using the information from profilogram. Taking random parameters character into consideration micro and macro irregularity, according to physics and technological theory of object irregularity formation, profile parameters are described as averaged sizes, taking their possible exceed into consideration [5].

Analysis of works [1,2,3] is resulting, that possible value deviations of extreme ordinates size to their averages values isn't bigger than the 25%. The instrument accuracy of roughness surface measurements is around of the 10%. Allowing the 25% of the forecast mistake lets us use the deterministic modeling approach which mean, while modeling we can assume that minimal irregularity size can appear. Such surface modeling approach is confirming in experimental researches. Results of technological factors influence on surface roughness parameters examinations were introduced below.

Carried out researches are showing that at durability hip blade period top roughness parameters are increasing to 100%. Basis on experimental researches were received following equation:

$$r_p = r_{p0} \left[1 + m_1 \left(\frac{t_{rob}}{T} \right)^{m_2} \right], \quad (5)$$

where:

r_{p0} - round radius of the blade hip corresponding to the initial durability stage; t_{rob} - blade working time; T - blade durability period; $m_1 = 0{,}6$; $m_2 = 1{,}6$ - coefficient received at steel 45 with the knife with the T15K6 tile turning, speed of machining $v_c = 85$ m/min, feed f = 0,2 mm/rot., machining depth $a_p = 2$ mm.

Specificity of finishing machine processing at the small machining depth is a contact of the blade with the surface received in the previous processing operation, submitting plastic deformation. However the initially deformed area is keeping the elasticity which causes material

rising after blades leaving. Taking the specificity of the two objects contact into consideration it is recommended to carry with applying the $HB^{0,5}E^{-1}$ parameter, where HB - hardness softer cooperating material, E – Young module of this material.

At modeling the surface irregularity as a tool trace we need to take into mutual movement the object and tools by machining. Mutual y displacement part and the blade is determined with the size of radial force F_p, according to type of processing parts: stiff or with small stiffness, appropriately with the stiffness of the technological system C_{st} or the stiffness of this part:

$$y = \frac{F_p}{C_{st}}. \tag{6}$$

The technological arrangement stiffness or part stiffness is changing slightly on a small stretch of the tool road, however the F_p component of machining force is changing in the considerably bigger scope.

The radial component of machining force Fp is being calculated with recommended parameters as [4]:

$$F_{p0} = F_{ptab} K, \tag{7}$$

where:

F_{ptab} - value on a board forecast of machining force at chosen machining parameters and machining blades material, K - rate taking the part hardness change.

Radial part of machining force is determined in any future calculations taking the relation into consideration

$$F_{ptab} = 1039 K_k a_p^{0,6} f^{0,8} v_c^{-0,3} [N], \tag{8}$$

where: K_κ=0,5 at $\kappa_r = 90^0$.

Carried out researches showed that surface hardness in one part range was taking turns to the 300% and more. Experimental researches of surface hardness changes was carried according to following schema. After considering radial profilograms are taken by touching surfaces along with chosen routes, according to those routes surface hardness measurement was taken, with step equal to feed by turning 0,1-0,2 mm.

A dependence of the K rate on the semi-finished product hardness was received while objects where processing with steel knives equipped with tiles from hard alloys:

$$K = 0{,}1\ HB^{0,4}. \tag{9}$$

We can express the hardness of the part surface layer in the general case as

$$HB = HB_1 \left[1 + \left(\frac{HB_2}{HB_1} - 1 \right) \kappa_1 \right], \tag{10}$$

where: HB_1 i HB_2- appropriately minimum and maximum value of the part hardness; κ_1- random size, from range $0 \le \kappa_1 \le 1$.

While taking equations (7) and (9) value of radial force F_p is determined according to the relation:

$$F_{p0} = 0{,}1F_{ptab}\left\{HB_1\left[1+\left(\frac{HB_2}{HB_1}-1\right)k_1\right]\right\}^{0,4}. \qquad (11)$$

Waste and blunt of tool leads to cutting force increasing which causes object and the tool mutual movement increasing. A result of researches for steel parts processing using carbide knifes complying blade work received the relations:

$$F_p = F_{p0}\left[1+0{,}6\left(\frac{t_{rob}}{T}\right)^{1,8}\right], \qquad (12)$$

where: F_{p0} – radial force sharp blade.

Substituting the expression (12) to the relation (6) lets determine matrixes $\{y_i\}$ of mutual displacement of parts and blades for roughness modeling machining parts.

Results of modeling resilient displacement and roughness characteristics according to the approximate model were introduced on fig. 3. Calculations were being led at parameters: hardness HB_{min}=140, HB_{max}=240, shank weight 8 kg, eccentric weight 0,2 kg, eccentric radius $5\cdot10^{-5}$m, turning object steel type 45, blades with carbide plate T15K6.

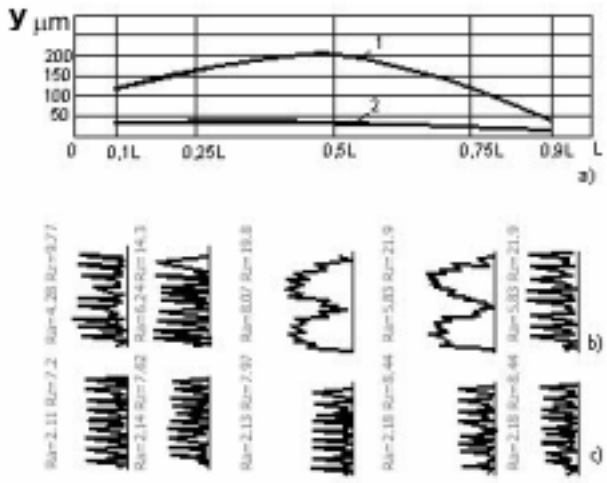


Fig. 3. Relation of elastic strains change in the shaft processed across the length: a) 1-d=10mm curve, L=200mm, f=0,1mm/ob., v_c=3m/s, a_p=1mm, $\kappa_r=45^0$, r_p=0,15mm; curve 2 - d=20mm, L=200mm, f=0,1mm/ob., v_c=3m/s, a_p=2mm, $\kappa_r=45^0$, r_p=0,15mm; b) roughness characteristics change at turning d=10mm shaft; c)roughness characteristics change at turning d=20mm shaft

Analysis of received results lets draw a conclusion that increasing the part diameter two times at the same length leads to decreasing resilient parts displacements (taking the spindle stiffness and eccentric weight practically from 7 to 8 times and roughness parameters in the most dangerous profile along the part 2,5 times into consideration). Mistakes of roughness modeling didn't cross the 20% on average compared with experimental data for the same conditions of turning.

Quoted mathematical models of quality parameters shaping are appropriate for automated designing system modules to designing and optimizing turner's technology. Presented models are minimized and adopted to allow calculations on personal computers. These models are enabling along with simple task – estimation of possibility use one of processing manner elastic-deformers

shafts about small stiffness, also more difficult tasks - choice of optimal technology according to objective quality parameters.

In aim of adequacy estimation processed models realized series laboratory and industrial researches. Findings of experimental researches are confirming models analytical calculations, differences aren't exceeding the 40%. Differences in results are caused by models accepted assumptions and mistakes of measurements, especially at the roughness parameters estimation.

References: 1. Тараненко В. А., Левин М. А. Формирование параметров шероховатости поверхности при автоматическом управлении упругодефор- мированным состоянием маложестких деталей/Идентификация и автоматизация технологических процессов в машиностроении: Сб. науч. тр.Куйбыш. политехн. ин—т. Куйбышев, 1990.—с. 27—33. **2.** Wallbank I. Surfaces generated in single point turning . Wear, 1978.—231 с. **3.** Balazs L. Pap Iozefinr Mechany mikrogeometriai jellemzo elmeleti ertekenek meghatarozasa estergalaskoz. — Neherijpari must. Lyget. Korl, sorozat. — 1978. —27, N 1. — P 45—48. **4.** Справочник технолога-машиностроителя.т.2/Под ред. А.Г.Косиловой и Р.К.Мещерякова.—М.:Машиностроение, 1985.—496 с. **5.** Taranenko W., Świć A. Technologia kształtowania części o małej sztywności. Wyd. PL, Lublin 2005. - 282 s.

Сдано в редакцию 12.05.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

СОДЕРЖАНИЕ

Багимов И.А., Тараненко В.А.
ПРИМЕНЕНИЕ АППАРАТА НЕЧЕТКОЙ ЛОГИКИ ДЛЯ ОЦЕНКИ ПРИОРИТЕТНОГО ЧИСЛА РИСКА В МЕТОДОЛОГИИ FMEA…….....3

Бобир М.І., Грабовський А.П., Халімон О.П., Тимошенко О.В.
ВПЛИВ ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ НА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ МАТЕРІАЛІВ……..9

Богатырева Г.П., Майстренко А.Л., Олейник Н.А., Базалий Г.А., Зайцева И.Н.
ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ЭКОЛОГО-ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПЕРЕРАБОТКИ ПРОДУКТА СИНТЕЗА КУБИЧЕСКОГО НИТРИДА БОРА……...13

Богуслаев В.А., Лукьяненко О.Л., Пухальская Г.В.
ПОВЫШЕНИЕ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА……19

Боков В. М.
ДВОШАРОВІ ЕЛЕКТРОДИ-ІНСТРУМЕНТИ ДЛЯ РОЗМІРНОЇ ОБРОБКИ ЕЛЕКТРИЧНОЮ ДУГОЮ ТОРЦЕВИХ ПОВЕРХОНЬ СКЛАДНОГО РЕЛЬЄФУ…...27

Болдарь Л.Н.
О ТЕКСТУРИРОВАНИИ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ МАТЕРИАЛОВ ПРИ МАКРОПРИРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ТОКА И ЭЛЕКТРОЛИТОВ..33

Бондарь Ю. Г., Лесняк Г. А., Носко П. Л., Стрельников В. Н., Титаренко А. И.
ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМАЦИИ ГИБКОГО КОЛЕСА КРУПНОЙ ВОЛНОВОЙ ПЕРЕДАЧИ…….40

Бохонский А.И., Варминская Н.И.
ПЕРЕМЕЩЕНИЕ ОБЪЕКТОВ МАНИПУЛЯТОРАМИ МАЛОЙ ЖЕСТКОСТИ НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ УЧАСТКЕ…….44

Бохонский А.И., Пашков Е.В.
ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЛЕВИТАЦИОННОГО ТОЧЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ: ДИНАМИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ И ТЕХНИЧЕСКИЕ РЕШЕНИЯ……..….50

Вагапов И.К., Ганиев М.М.
МОДЕЛИРОВАНИЕ ВИБРОУДАРНОЙ ОБРАБОТКИ УЛЬТРАЗВУКОВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ С ПРОМЕЖУТОТОЧНЫМ БОЙКОМ……..…54

Витренко В.А., Воронцов Б.С., Кириченко И.А., Лейба А.В., Пилипенко В.Н.
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС…….64

Гаврюков А.В.
РОТОРНЫЙ ЭКСКАВАТОР ПОПЕРЕЧНОГО КОПАНИЯ С ТЕЛЕСКОПИЧЕСКОЙ СТРЕЛОЙ……...…….69

Гладчук Е.А.
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ОПТИМИЗАЦИИ ЭНЕРГОПОРЕБЛЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ДИСКРЕТНОГО ДЕЙСТВИЯ НА ПРИМЕРЕ ПОЛОСОВОГО ПРОКАТНОГО СТАНА……...74

Гладчук Є.О., Шульга А.В.
ВИЗНАЧЕННЯ ПОПЕРЕДНЬО НАПРУЖЕНОГО СТАНУ СКЛАДЕНОЇ КАМЕРИ ВИСОКОГО ТИСКУ, ЗІБРАНОЇ З ПОЧАТКОВИМ НАТЯГОМ…….....…80

Горобец И.А., Михайлов А.Н.
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПЕРЕХОДНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПЕРИФЕРИИ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КАМНЯ…….....86

Гречихин Л. И.
МАЛАЯ ГИБРИДИЗАЦИЯ И АЛЛОТРОПИЧЕСКИЕ ИЗМЕНЕНИЯ…….....92

Гречихин Л. И., Шумский И. П.
НЕПРЕРЫВНЫЙ АВТОМАТИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОТДЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ В СЛОЖНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ……99

Гурей І.В., Гжесік В.
ВПЛИВ МОДИФІКАЦІЇ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ПРИ ФРИКЦІЙНОМУ ЗМІЦНЕННІ НА ПІДВИЩЕННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ ДЕТАЛЕЙ МАШИН…….103

Гурей Т.А.
РОЗПОДІЛ ТЕМПЕРАТУРИ В ПОВЕРХНЕВОМУ ШАРІ ДЕТАЛІ ПРИ ФРИКЦІЙНІЙ ОБРОБЦІ……..109

Заплетников И.Н., Жидков Ю.В., Громов С.В.
МОДЕЛИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПРОДУКТА С РАБОЧЕЙ КАМЕРОЙ КАРТОФЕЛЕЧИСТОК……..115

Зеленый О.В.
ПРОФИЛАКТИКА ВЫСОКОНАДЕЖНЫХ СИСТЕМ……....120

Зеленый О.В., Носовский А.В.
ПРОБЛЕМЫ ОПТИМАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО ОБСЛУЖИВАНИЯ В УСЛОВИЯХ СТАРЕНИЯ ОБОРУДОВАНИЯ…….….125

Зензеров В.И., Павлыш В.Н.
ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ГИДРОСИСТЕМЫ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ КРЕПИ МЕТОДОМ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ……..130

Карпусь В.Е., Луцкий С.В.
ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ИНФОРМАЦИОННОГО ПОДХОДА В ТЕХНОЛОГИИ МАШИМНОСТРОЕНИЯ …….139

Леванцевич М.А., Ишин Н.Н., Максимченко Н.Н.
ПРИМЕНЕНИЕ ПОКРЫТИЙ, СФОРМИРОВАННЫХ МЕТОДОМ МЕХАНИЧЕСКОГО ПЛАКИРОВАНИЯ, ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ШУМА ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ……..…….....145

Маковецкий А.В., Бабин. О.Ф.
АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИЙ СТАНИН ТОКАРНЫХ И ТОКАРНО-ДАВИЛЬНЫХ

СТАНКОВ

МКЭ…….…..150

Малахов А.В., Калуев А.Г., Бачериков В.А., Леонов В.В., Сторожев В.П., Рублев А.В.
ГИДРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ГАСИТЕЛИ ЭНЕРГИИ ПОТОКА В СИСТЕМАХ ГИДРОПРИВОДА СУДОВ…….…....157

Матвиенко А.В., Феник Л.Н.
К ВОПРОСУ О ВЛИЯНИИ ЭДС РЕЗАНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ……..162

Павлыш В.Н., Перинская Е.В.
МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПРОИЗВОДСТВА НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ КРИТЕРИАЛЬНЫХ ЗАВИСИМОСТЕЙ……167

Павлыш В.Н., Тарабаева И.В.
ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ВЕЩЕСТВА В РАБОЧЕМ ПРОСТРАНСТВЕ СУШИЛЬНОГО АППАРАТА МЕТОДОМ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ……171

Поливцев В.П., Поливцев В.В., Тараненко В., Свиць А.
ИССЛЕДОВАНЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК УСИЛИТЕЛЯ ДАВЛЕНИЯ В УСТРОЙСТВАХ ПНЕВМОАВТОМАТИКИ……...…..174

Попов С.В.
РОЗРАХУНОК КОНІЧНИХ ПІДШИПНИКІВ КОВЗАННЯ РОЗЧИНОЗМІШУВАЛЬНОЇ УСТАНОВКИ УРЗ-3,8 НА ЗНОС ……..179

Постольник Ю.С., Кондрашева О.А., Кабаков А.М.
ОБРАТНАЯ ЗАДАЧА ТЕРМОМЕХАНИКИ СКОРОСТНОГО НАГРЕВА ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКИ С УЧЕТОМ ТЕРМИЧЕСКОЙ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ МАТЕРИАЛА……184

Проволоцкий А.Е., Кадильникова Т.М.

СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД К ФОРМИРОВАНИЮ МНОЖЕСТВА ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ПРИЗНАКОВ МАШИН……..190

Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л., Старостин Д.А.
ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ПОЛИМЕР-АБРАЗИВНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ ……..193

Синькевич Ю.В., Янковский И.Н.
ОБЕСПЕЧЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНЫМ ПОЛИРОВАНИЕМ…….200

Синькевич Ю.В., Янковский И.Н.
ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОГО ПОЛИРОВАНИЯ…….206

Стоцько З.А., Стефанович Т.О.
ПОБУДОВА І ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗПОДІЛУ ШВИДКОСТЕЙ РОБОЧОГО СЕРЕДОВИЩА ПРИ СТРУМИННІЙ ОБРОБЦІ ПОВЕРХОНЬ ВИРОБІВ.....212

Стрельников В. Н.
РЕШЕНИЕ КОНТАКТНОЙ ЗАДАЧИ ДЛЯ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧИ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ ТЕЛАМИ КАЧЕНИЯ…….220

Финиченко В.А.
ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ СИНТЕЗА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МНОГОПАРАМЕТРИЧЕСКИХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗУБАТЫХ ПЕРЕДАЧ…….227

Чайка В.О., Філіппов Д.А.
ВПЛИВ МЕХАНОАКТИВАЦІЙНОЇ ОБРОБКИ НА ТЕХНОЛГІЮ ОТРИМАННЯ МАТЕРІАЛУ ДЛЯ ЕЛЕКТРОКОНТАКТІВ……...232

Чернышев Е. А., Михайлов А.Н., Дворников В.И.
К ВОПРОСУ СОЗДАНИЯ РОТОРНЫХ МАШИН ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРОВОЛОЧНЫХ МЕТИЗОВ …….240

Шевченко О.В.
ВИЗНАЧЕННЯ ЧАСТОТНИХ ХАРАКТЕРИСТИК РІЗЦЕТРИМАЧІВ З ПРУЖНИМИ НАПРЯМНИМИ……250

Шепелев А.А., Сороченко В.Г.
ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗНОСА ОДНОСЛОЙНЫХ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ И ИХ СТОЙКОСТЬ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ……258

Шишкин В.М., Кондратов В.М., Скворцов А.И., Агапов А.И.
ТЕРМОМАГНИТНАЯ ОБРАБОТКА – КАК СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ДЕМПФИРУЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СПЛАВОВ ЖЕЛЕЗА……..…...267

Abakumov Alexander, Taranenko Victor, Zubrzycki Jarosław, Wołos Dariusz
CONTROLLING THE DYNAMICAL SYSTEM OF MACHINE TOOL BY ELASTIC-DEFORMABLE SHAFTS MACHINING……...….272

Wołos Dariusz, Taranenko Wiktor, Świć Antoni, Opielak Marek
MODELING PARAMETERS OF THE SURFACE COARSENESS IN AUTOMATED SHAFTS PROCESSING……...……278

ИМЕННОЙ УКАЗАТЕЛЬ

Агапов А.И., 267

Б
Бабин. О.Ф., 150
Багимов И.А., 3
Базалий Г.А., 13
Бачериков В.А., 157
Бобир М.І., 9
Богатырева Г.П., 13
Богуслаев В.А., 19
Боков В. М., 27
Болдарь Л.Н., 33
Бондарь Ю. Г., 40
Бохонский А.И., 44, 50

В
Вагапов И.К., 54
Варминская Н.И., 44
Витренко В.А., 64
Воронцов Б.С., 64

Г
Гаврюков А.В., 69
Ганиев М.М., 54
Гжесік В., 103
Гладчук Е.А. 74
Гладчук Є.О., 80
Горобец И.А., 86
Грабовський А.П., 9
Гречихин Л.И., 92, 99
Громов С.В., 115
Гурей І.В., 103
Гурей Т.А., 109

Д
Дворников В.И., 240

Ж
Жидков Ю.В., 115

З
Зайцева И.Н., 13
Заплетников И.Н., 115
Зеленый О.В., 120, 125
Зензеров В.И., 130

И
Ишин Н.Н., 145

К
Кабаков А.М., 184
Кадильникова Т.М., 190
Калуев А.Г., 157
Карпусь В.Е., 139
Кириченко И.А., 64
Кондратов В.М.,, 267
Кондрашева О.А., 184

Л
Леванцевич М.А., 145
Лейба А.В., 64
Леонов В. В., 157
Лесняк Г. А., 40
Лукьяненко О. Л., 19
Луцкий С. В. 139

М
Майстренко А. Л., 13
Маковецкий А. В., 150
Максимченко Н. Н., 145
Малахов А. В., 157
Матвиенко А. В., 162
Михайлов А. Н., 86, 240

Н
Негруб С. Л., 193
Носко П. Л., 40
Носовский А. В., 125

О
Олейник Н. А., 13

П
Павлыш В. Н., 130, 167, 172
Пашков Е. В., 50
Перинская Е. В., 167
Пилипенко В. Н., 64
Поливцев В. В., 174
Поливцев В. П., 174
Попов С. В., 179
Постольник Ю. С., 184
Проволоцкий А. Е., 190, 193
Пухальская Г. В., 19

Р
Рублев А. В., 157

С
Свиць А., 174
Синькевич Ю. В., 200, 206
Скворцов А.И., 267
Сороченко В.Г., 258
Старостин Д. А., 193
Стефанович Т.О., 212
Сторожев В. П., 157
Стоцько З.А., 212
Стрельников В. Н., 40, 220

Т
Тарабаева И. В., 171
Тараненко В. А., 3
Тараненко В., 174
Титаренко А. И., 40
Тимошенко О. В., 9

Ф
Феник Л.Н., 162
Финиченко В.А. 227
Філіппов Д.А., 232

Х
Халімон О.П., 9

Ч
Чайка В.О., 232
Чернышев Е. А., 240

Ш, Щ
Шевченко О.В., 250
Шепелев А.А., 258
Шишкин В.М., 267
Шульга А.В., 80
Шумский И. П., 99

Я
Янковский И.Н., 200, 206

A
Abakumov Alexander, 272

O

Opielak Marek, 278

Ś
Świć Antoni, 278

T
Taranenko Victor, 272
Taranenko Wiktor, 278

W
Wołos Dariusz, 272, 278

Z
Zubrzycki Jarosław, 272

ПРАВИЛА
представления рукописей в международный сборник научных трудов

Донецкого национального технического университета
«ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ»

Международный сборник научных трудов Донецкого национального технического университета «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» издается с 1993 года. С начала издания этого сборника в нем уже опубликовалось более 3500 ученых и специалистов из 21 страны мира.

Сборник научных трудов является специальным изданием. В нем могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публикуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Додаток до постанови президії ВАК України від 9 червня 1999 р. № 1 – 05/7).

Статьи должны представиться в соответствии с требованиями ВАК Украины (бюллетень ВАК № 1 за 2003 г.).

Содержание рукописей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Языки представления рукописей: **украинский, русский, английский и**

немецкий.

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

Тематика представляемых статей должна основываться на проблемах машиностроения (механики) и представляться в рамках следующих направлений:

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных и нетрадиционных технологий. Интегрированные технологии. Сборка в машиностроении, приборостроении. Абразивные и виброабразивные технологии.

2. Механизация и автоматизация производственных процессов. Прогрессивное оборудование.

3. Комплексная автоматизация проектирования, подготовки и управления производством.

4. Проблемы создания и применения прогрессивных инструментов и инструментальных материалов.

5. Управление качеством продукции и технических систем. Проблемы инженерии поверхностного слоя изделий.

6. Современные проблемы машиноведения и деталей машин.

7. Современные проблемы инженерии материалов. Покрытия изделий машиностроения.

8. Вопросы моделирования и расчетов сложных технологических систем.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

С О Д Е Р Ж А Н И Е С Т А Т Е Й

Научно-технические статьи, представляемые в данный сборник должны иметь следующие элементы:

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;
- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- формулирование целей статьи (постановка задач);
- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;
- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.

Представляемые статьи должны иметь следующую структуру:

Аннотация (Abstract),

В аннотации приводятся краткие сведения о всей статье в целом на английском языке. Объем аннотации 5 – 10 строк.

1. Введение (Introduction).

Во введении приводится аналитический (исторический) обзор современного состояния вопроса исследования, выполняется постановка проблемы исследования или показывается актуальность данного исследования (работы). Здесь нужно обязательно указать результаты последних исследований других авторов. А также сформулировать цель и задачи исследований.

2. Основное содержание и результаты работы (The main contents and outcomes of activity).

В данном разделе излагаются и подробно разъясняются полученные авторами теоретические положения и практические результаты. Приводятся принятые гипотезы

и используемые допущения, разъясняются малоизвестные термины, аббревиатуры и условные обозначения. Для теоретических положений приводятся их доказательства и необходимые математические преобразования. Для экспериментальных исследований кратко описываются методики их проведения, способы обработки данных и результаты проверок адекватности и достоверности результатов.

3. Заключение (Conclusion)

В заключении излагаются выводы по полученным авторами результатам, описываются примеры их практического применения, предлагаются рекомендации относительно их использования, приводятся выводы, а также указываются перспективы дальнейших исследований по данной проблематике.

Список литературы (References).

Список литературных источников должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки. В списке литературы должно быть указано не менее 3 публикаций, вышедших за последние 10 лет.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении рукописи Вашей статьи в сборник

необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
- рукопись статьи в двух экземплярах (второй экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами);
- акт экспертизы (один экземпляр);
- дискету 3,5 дюйма с записью текста статьи.

Публикация статей в данном сборнике платная и ориентировочная стоимость одной страницы текста составляет: 10 гривен (1,8 доллара США) – для авторов с Украины; 12 гривен (2,3 долларов США) – для авторов из СНГ; 18 гривен (3,4 долларов США) – для авторов из других стран.

БАНКОВСКИЕ РЕКВИЗИТЫ:

- **для авторов из Украины (гривни):** Донецкое РУ “ПРИВАТБАНК”, т/с 26001185655001, МФО 335496, ОКПО 30206251. Получатель: ЧП “ТЕХНОПОЛИС”. Назначение платежа: За опубликование статьи … (указываются ФИО авторов), без НДС;
- **для авторов из стран СНГ (рубли):** Получатель: ПРИВАТБАНК, г. Днепропетровск, Украина. Счет в банке получателя: 30231810000000158100. Банк получателя: МКБ “МОСКОМПРИВАТБАНК”, г. Москва, ИНН 7713003871.127299. БИК 044585342, к/с 30101810400000000342. Назначение платежа: Для ЧП “Технополис” на счет 26009185655003 за опубликование статьи … (указываются ФИО авторов), без НДС;
- **для авторов из дальнего зарубежья (доллары США):** Beneficiary: Private Company ‘Technopolis’, account 26000185655002. Bank of beneficiary: ‘Privatbank’, Dnepropetrovsk, Ukraine; S.W.I.F.T. PBAN UA 2X. Intermediary Bank: JPMORGAN CHASE BANK, New York, USA, S.W.I.F.T. CHASUS33. Correspondent account: 001-1-000080. Appointment Payment (Details of Payment): For publication the article … (indicate the last names of the authors).

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее, левое и правое - 25 мм, а нижнее - 30 мм. Страницы не нумеровать (нумерацию выполнить карандашом в нижнем правом углу). Рукопись статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman размером 12, распечатать в двух экземплярах с высоким качеством печати.

2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: название, фамилии и инициалы авторов, сокращенное название организаций, города, страны, аннотация на английском языке, основной текст, выводы, список литературы. **Название** печатать прописными (жирными) буквами, не отступая от верхнего поля, без переносов, центрировать. Через один интервала строчными буквами – **фамилии и инициалы** авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название *организаций*, название *городов, стран* (через запятую, центрировать). Через один интервала – краткая аннотация на английском языке от 5 до 10строк и материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.pcx, *.dwg размерами не менее 60х60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.

4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы номеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный)……12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)……10 pt
Sub–Subscript/Superscript (мелкий индекс)……... 8 pt
Symbol (крупный символ)……12 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)……10 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2. Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.

6. **Список литературы** должен быть приведен в конце статьи в соответствии с образцом. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключается в квадратные скобки.

7. Текст рукописи статьи требуется записать на дискету 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи.

8. Материалы рукописи представляются без изгибов.

9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, опубликованы не будут.

Образец оформления материалов:

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П. *(ДонНТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск, Украина, Россия)*

The efficient design of assembly machinery is vitally important ……as noun description of functions of presented in the paper

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности … сборочных технологических систем (рис. 5). Информационные и другие потоки могут быть описаны следующим образом:

$$\left.\begin{aligned} S_W(t_i) &= \{s_{i1}, s_{i2}, ..., s_{it}\}; \\ E_W(t_i) &= \{e_{i1}, e_{i2}, ..., e_{it}\}; \\ I_W(t_i) &= \{i_{i1}, i_{i2}, ..., i_{it}\}, \end{aligned}\right\} \quad \textbf{(1)}$$

где s_{iv} **- элемент множества** $S_W(t_i)$**;**

Список литературы: **1**. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. – К: КПИ, 1985. – 123 с. **2.** Устюгов А.В. Надежность технологических машин. – Донецк: ДонНТУ, 1998. – 425 с.

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонНТУ, кафедра «Технология машиностроения», Редакционная коллегия сборника.

Тел.: (+38 062) 305-01-04, факс: (+38 062) 305-01-04

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua

http://donntu.edu.ua

ПРОГРЕСИВНІ ТЕХНОЛОГІЇ І СИСТЕМИ МАШИНОБУДУВАННЯ

Міжнародний
збірник наукових праць

Випуск 32

ISBN 966-7907-21-X

Компьютерна верстка сбірника – асп. Пелих А.В.

Підписано до друку 3.07.2006. Формат 60x84 $^{1}/_{16}$ Папір MAESTRO Друк різографічний Умов. друк. арк.. 20,31
Обл.. -вид. арк 22,35 Тираж 350 экз. Заказ № 2

Виготовлено к друкарні ЧП “Технополіс”
Свідоцтво про внесення до державного реєстру видавців і розповсюджувачів видавничої продукції: серія ДК № 1221 від 05.02.2003.
83000, г. Донецк, пр. Дзержинского 1, к. 6.402,а
Тел. (062) 305-01-04, (062) 301-08-40
E-mail: *tm@mech.dgtu.donetsk.ua*